

UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA  
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

ESTUDO DAS TÉCNICAS DE SOLDAGEM SEM TRATAMENTO TÉRMICO POSTERIOR  
( TTPS ) EM AÇOS CROMO-MOLIBDÊNIO.

DISSERTAÇÃO SUBMETIDA À UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA  
PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE  
"MESTRE EM ENGENHARIA MECÂNICA"

SÉRGIO PRIES DE OLIVEIRA


FLORIANÓPOLIS - SC, DEZEMBRO DE 1991

ESTUDO DAS TÉCNICAS DE SOLDAGEM SEM TRATAMENTO TÉRMICO POSTERIOR  
( TTPS ) EM AÇOS CROMO-MOLIBDÊNIO.

SÉRGIO PRIES DE OLIVEIRA

ESTA DISSERTAÇÃO FOI JULGADA ADEQUADA PARA A OBTENÇÃO DO TÍTULO DE  
MESTRE EM ENGENHARIA

ESPECIALIDADE : ENGENHARIA MECÂNICA, ÁREA DE CONCENTRAÇÃO :  
FABRICAÇÃO E APROVADA EM SUA FORMA FINAL PELO PROGRAMA DE  
PÓS-GRADUAÇÃO.



-----  
Prof. Augusto José de A. Buschinelli, Dr.- Ing.  
Orientador



-----  
Prof. Berend Snoeijer, Dr.- Ing.  
Coordenador de Pós-Graduação  
em Engenharia Mecânica

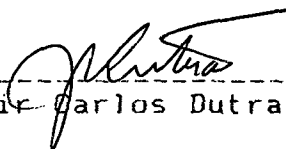


BANCA EXAMINADORA :

-----  
Prof. Augusto J. A. Buschinelli, Dr.- Ing.



-----  
Prof. Berend Snoeijer, Dr.- Ing.



-----  
Prof. Jaír Carlos Dutra, Dr. Eng. Mec.

Aos meus pais  
e à minha filha

## AGRADECIMENTOS

- Ao Prof. Augusto José de Almeida Buschinelli, pela orientação e participação ativa neste trabalho, como também pelos ensinamentos transferidos;
- Ao Dept<sup>o</sup>. de Engenharia Mecânica da UFSC e à Coordenação de Pós-Graduação em Eng. Mecânica, nas pessoas dos Profs. Berend Snoeijer e Arno Blass, pela oportunidade de realização do curso de pós-graduação;
- Aos demais membros da banca examinadora, pela atenção dedicada;
- Aos funcionários e amigos do LABSOLDA, LACIMAT, Lab. de Máquinas Operatrizes, pela ajuda, quando da utilização destes laboratórios;
- À PETROBRÁS - Petróleo Brasileiro S.A., na pessoa do Eng. Jose Augusto, pelo suporte a este trabalho;
- Aos demais professores e amigos, que, direta ou indiretamente, contribuíram para o êxito deste trabalho;

# I N D I C E

I - INTRODUÇÃO .....	1
II - REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	
2.1- Caracterização das Regiões da Zona Termicamente	
Afetada ( ZTA ) .....	4
2.1.1 - Soldagem de 1 Cordão .....	4
2.1.2 - Caracterização das Regiões da ZTA em	
Soldagem Multipasses .....	8
2.2 - Ciclos Térmicos Associados à Soldagem .....	10
2.2.1 - Soldagem com um Pré-aquecimento Simples ...	11
2.2.2 - Soldagem com Temperatura de Trabalho	
Constante (Isotérmica) .....	12
2.2.3 - Aumento da Temperatura de Trabalho durante	
a Soldagem .....	14
2.2.4 - Soldagem com Pós-aquecimento .....	16
2.2.5 - Tratamento Térmico Pós-Soldagem ( TTPS ) ..	17
2.3- Aços Resistentes ao Calor Tipo Cromo-Molibdênio ...	18
2.3.1 - Generalidades .....	18
2.3.2 - Tratamentos Térmicos dos Aços Cr-Mo .....	22
2.3.3 - Metalurgia da Soldagem dos Aços Cr-Mo ....	24
2.3.3.1 - Recomendações Mínimas para	
Pré-aquecimento .....	24
2.3.3.2 - Pós-aquecimento e Precauções com	
Trincas de Alívio de Tensões ...	27

2.4- Técnicas de Soldagem sem Tratamento Térmico Pós	
Soldagem ( TTPS ) .....	32
2.4.1 - Técnicas de Soldagem da " Meia-Camada " e	
" Passe de Revenido " .....	33
2.4.2 - Análise da Extensão do Refinamento da ZTA	
em Soldagem Multipasses .....	37
2.4.2.1 - Conceito de Sub- e Sobre-	
Penetração .....	37
2.4.2.2 - Efeito da Sobreposição dos Cordões	
e do Ângulo de Ataque Sobre o Grau	
de Refinamento da ZTA .....	40
2.4.2.3 - Probabilidade de Ocorrência de	
Regiões não Refinadas .....	46
2.4.3 - Análise da Ação de Revenido da ZTA em	
Soldagem Multipasses .....	50

### III- MATERIAIS E MÉTODOS

3.1 - Caracterização do Metal de Base / Metal de Adição.	55
3.1.1 - Metal de Base .....	55
3.1.2 - Metal de Adição .....	55
3.2 - Testes de Soldagem .....	57
3.3 - Parâmetros de Soldagem .....	59
3.4 - Análise Metalográfica .....	60
3.5 - Dimensionamento da ZTA dos Cordões de Solda .....	60
3.6 - Preparação de Amostra para Determinação do Perfil	
de Dureza na ZTA .....	60

3.7 - Medição dos Ciclos Térmicos de Soldagem .....	61
3.7.1 - Sistema de Aquisição de Dados .....	61
3.7.2 - Termopares .....	63
3.7.3 - Previsão das Temperaturas na ZTA .....	67
3.8 - Medições de Dureza na ZTA .....	70
3.9 - Previsão de Dureza Máxima na ZTA .....	72
IV - RESULTADOS E DISCUSSÃO.	
4.1 - Simulação de Reparo com 4 Camadas de Solda pelas Técnicas da "Meia-Camada" e "Passe de Revenido" ..	75
4.1.1 - Macroestrutura das Camadas Depositadas por Soldagem Manual e Eletrodo Revestido ....	77
4.1.2 - Dureza e Microestrutura da ZTA .....	78
4.2 - Probabilidade de Ocorrência de Regiões não Refinadas .....	83
4.3 - Análise da Extensão das Zonas de Endurecimento e de Revenido da ZTA .....	86
4.4 - Levantamento e Previsão de Ciclos Térmicos de Soldagem .....	89
4.5 - Análise dos Ciclos Térmicos Impostos na ZTA GG Primária pelos Passes Subsequentes de Soldagem ...	92
4.6 - Aplicações das Técnicas de Soldagem sem TTPS em Juntas do Tipo de Tôpo .....	95
4.6.1 - Perfil de Dureza da Junta Soldada .....	94
4.6.2 - Ensaio de Impacto na ZTA .....	98

4.7 - Aplicações das Técnicas de Soldagem sem TTPS em	
Juntas do Tipo de Ângulo ( Filete ) .....	101
4.7.1 - Perfil de Dureza na Junta Soldada .....	101
4.8 - Previsão de Dureza Máxima na ZTA GG .....	105
V - CONCLUSÕES E SUGESTÕES .....	108
VI - REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS .....	111
ANEXO I .....	118



## LISTA DE FIGURAS

- Fig. 01 - Ciclos Térmicos de Soldagem.
- Fig. 02 - Esquema da ZTA de um Cordão de Solda.
- Fig. 03 - Caracterização das Regiões da ZTA.
- Fig. 04 - Esquema da ZTA para Vários Cordões.
- Fig. 05 - Comportamento das Temperaturas Durante a Soldagem.
- Fig. 06 - Soldagem com Pré-aquecimento.
- Fig. 07 - Soldagem Isotérmica.
- Fig. 08 - Diagrama TRC para um Aço com 5 % Cr.
- Fig. 09 - Soldagem Multipasses.
- Fig. 10 - Soldagem com Pré- e Pós-aquecimento.
- Fig. 11 - Tratamento Térmico de Alívio de Tensões.
- Fig. 12 - Influência do Teor de Cr na Resistência a Oxidação a Altas Temperaturas.
- Fig. 13 - Diagramas TRC para Aços Cr-Mo.
- Fig. 14 - Dureza na ZTA de Aços Cr-Mo.
- Fig. 15 - Procedimentos de Soldagem sem TTPS.
- Fig. 16 - Técnica de Reparo do Passe de Revenido.
- Fig. 17 - Cordão de Revenido.
- Fig. 18 - Esquema do Depósito de Vários Cordões de Solda.
- Fig. 19 - Sobreposição dos Cordões de Solda.
- Fig. 20 - Direcionamento do Eletrodo na Soldagem.
- Fig. 21 - Influência da Sobreposição na Diluição da Solda.
- Fig. 22 - Ângulo de Ataque do Eletrodo.
- Fig. 23 - Ângulo de Ataque do Eletrodo.
- Fig. 24 - Sobreposição dos Cordões de Solda.
- Fig. 25 - Condições de Máximos e Mínimos.
- Fig. 26 - Sobreposição dos Cordões de Solda.

- Fig. 27 - Efeito dos Ciclos Térmicos na Dureza da ZTA Primária de Aço SA 508 cl 2.
- Fig. 28 - Distribuição de Dureza na ZTA.
- Fig. 29 - Dimensional de Soldagens.
- Fig. 30 - Soldagem do Tipo Simples Depósito.
- Fig. 31 - Soldagem de Tôpo.
- Fig. 32 - Soldagem de Ângulo.
- Fig. 33 - Esquema do Sistema de Aquisição de Dados.
- Fig. 34 - Ciclos Térmico com Imersão do Termopar na Poça Líquida.
- Fig. 35 - Diagrama de IRSID.
- Fig. 36 - Pontos de Medição de Dureza.
- Fig. 37 - Correlação entre Tempo de Resfriamento e Dureza.
- Fig. 38 - Soldagem do Tipo Simples Depósito - Técnica da Meia-Camada.
- Fig. 39 - Soldagem do Tipo Simples Depósito - Técnica do Passe de Revenido.
- Fig. 40 - Sobreposição da 2ª Camada de Solda.
- Fig. 41 - Perfil de Dureza - Soldagem do Tipo Simples Depósito.
- Fig. 42 - Macrografia da ZTA GG de 1 Cordão ( 500 x ).
- Fig. 43 - Micrografia na ZTA GG após 2ª e 4ª Camadas - Técnica da Meia-Camada.
- Fig. 44 - Micrografia da ZTA GG após 2ª e 4ª Camadas - Técnica do Passe de Revenido.
- Fig. 45 - Localização das Regiões Fotografadas.
- Fig. 46 - Simulação Gráfica Ilustrando a Ocorrência de Regiões não Refinadas.
- Fig. 47 - Perfil de Dureza na ZTA em Chapa Temperada.
- Fig. 48 - Temperaturas Máximas na ZTA Primária.
- Fig. 49 - Macrografia de uma Soldagem de Tôpo.

- Fig. 50 - Perfil de Dureza - Soldagem de Tôpo.
- Fig. 51 - Perfil de Dureza na Raiz e Tôpo da Junta.
- Fig. 52 - Localização do CP para Ensaio Charpy.
- Fig. 53 - Micrografia da ZTA da Junta Soldada ( 500 x ).
- Fig. 54 - Localização das Micrografias - Solda de Tôpo.
- Fig. 55 - Macrografia de uma Solda de Ângulo.
- Fig. 56 - Perfil de Dureza Solda de Ângulo - Chapa x Chapa.
- Fig. 57 - Perfil de Dureza Solda de Ângulo - Chapa x Tubo.
- Fig. 58 - Perfil de Dureza Solda de Ângulo - Tubo x Tubo.
- Fig. 59 - Perfil de Dureza Solda de Ângulo - Tubo x Chapa.
- Fig. 60 - Tendência dos Valores de Dureza na Junta de Ângulo.
- Fig. 61 - Previsão de Dureza segundo YURIOKA.
- Fig. A.1 - A.4 - Ciclo Térmico em Soldagem Simples Depósito.
- Fig. A.5 - A.8 - Ciclo Térmico em Soldagem de Tôpo.
- Fig. A.9 - A.12 - Ciclo Térmico em Soldagem de Ângulo.

- Tab. 01 - Identificação das Regiões da ZTA.
- Tab. 02 - Composição Química dos aços Cr-Mo.
- Tab. 03 - Temp. de Pré-aquecimento.
- Tab. 04 - Temp. de Pós-aquecimento.
- Tab. 05 - Composição Química dos Materiais empregados.
- Tab. 06 - Medidas de Dureza na ZTA.
- Tab. 07 - Dimensional dos Cordões.
- Tab. 08 - Probabilidade de Refino Total.
- Tab. 09 - Tempos de Resfriamento entre 800 - 500 ° C.
- Tab. 10 - Resultados Ensaio Charpy V ( Joule ).
- Tab. 11 - Valores de Dureza Medidos e Calculados pela Equação de YURIOKA.

## LISTA DE SÍMBOLOS E ABREVIATURAS.

- $Ac_1$  - Temperatura crítica inferior.
- $Ac_3$  - Temperatura crítica superior.
- $ACS_1$  - Altura do cordão de solda da 1ª camada.
- $CE_I$  - Carbono equivalente segundo YURIOKA.
- $CE_{II}$  - Carbono equivalente segundo YURIOKA.
- $CE_{III}$  - Carbono equivalente segundo YURIOKA.
- $Cp$  - Carbono efetivo segundo YURIOKA.
- $\Delta t_{800/500}$  - Tempo de resfriamento entre 800 - 500 ° C.
- $HV_{max}$  - Dureza máxima na ZTA.
- $Hm$  - Dureza da estrutura martensítica.
- $Hb$  - Dureza da estrutura não-martensítica.
- $I$  - Corrente de soldagem.
- $I_2$  - Isoterma de refino da 2ª camada.
- $P_1$  - Penetração do cordão de solda da 1ª camada.
- $P_2$  - Penetração do cordão de solda da 2ª camada.
- $Tb$  - Tempo de resfriamento mínimo para 0 % de martensita.
- $Tm$  - Tempo de resfriamento máximo para 100 % de martensita.
- $X$  - Condição de sobrepenetração.
- $X$  - Valores médios de dureza.
- $\sigma$  - Desvio Padrão.
- $X/\sigma$  - Teste estatístico de probabilidade.

## R E S U M O

A técnica de soldagem conhecida como técnica da Meia-Camada, proposta no Código ASME - Seção XI, e uma solução alternativa, com o depósito de 4 camadas de solda convenientemente aplicadas sobre o metal de base, foram comparadas em termos de estrutura, tenacidade e dureza das Zonas Termicamente Afetadas ( ZTA's ). Ambos os procedimentos são dimensionados para serem utilizados sem a necessidade de um tratamento térmico pós soldagem ( TTPS ). Estes procedimentos utilizam-se do calor gerado pelo depósito das sucessivas camadas de solda para promover o refinamento e revenimento da ZTA dos cordões de solda das camadas precedentes.

Foi feita a aquisição dos ciclos térmicos das soldas executadas, utilizando-se um sistema computadorizado desenvolvido para a aquisição e tratamento de dados obtidos dessas soldagens. Os tempos de resfriamento entre  $800-500^{\circ}\text{C}$  ( $\Delta t_{800/500}$ ) foram analisados e comparados com os tempos obtidos do nomograma proposto pelo IRSID.

É introduzida uma metodologia para a previsão da dureza máxima obtida na zona termicamente afetada ( ZTA ) dos cordões de solda da primeira camada, utilizando-se os tempos de resfriamento ( $\Delta t_{800/500}$ ) obtidos dos ciclos térmicos das soldagens experimentadas, aplicando-se os algoritmos propostos por YURIOKA. Esses valores foram comparados com os valores de dureza medidos na ZTA grosseira dos cordões de solda da primeira camada depositada.

É apresentada uma estimativa das Temperaturas Máximas atingidas na ZTA grosseira da primeira camada de solda pelo depósito das camadas subsequentes, analisando-se o efeito dessas temperaturas sobre a estrutura da região envolvida.

Verifica-se que ambas as técnicas apresentam dureza final equivalentes e que as variações no tempo de resfriamento ( $\Delta t_{800/500}$ ), não influencia significativamente no resultado final dessa dureza tanto quanto o percentual de Carbono existente na composição do aço.

## A B S T R A C T

The welding technology known as " Half Bead " technique introduced by the ASME Code - Section XI and an alternative technique, with the deposition of 4 welding layers on the base metal conveniently applied, called " Temper-Bead " technique, are compared in terms of structure, toughness and hardness of the heat affected zone ( HAZ ). Both procedures are intended for the use without postweld heat treatment ( PWHT ).

These procedures use the layer-by-layer refinement and tempering technique to produce a heat treatment in the first layer heat affected zone.

The weld thermal cycles experienced will be recorded using a computerized system developed to make the data acquisition and treatment from these welding, using thermocouples. The cooling time between  $800-500^{\circ}\text{C}$  ( $\Delta t_{800/500}$ ) will be reported and compared with the time obtained from the IRSID diagram.

A methodology for the prediction of the first layer heat affected zone ( HAZ ) maximum hardness is reported, using the cooling time from the weld thermal cycles and the IRSID diagram, applying the equations described by YURIOKA. Predicted hardness distribution are compared with hardness data taken from the first layer coarse grain heat affected zone.

A prediction of the maximum temperatures obtained in the first layer coarse grain heat affected zone due to the next layers is introduced and the final structures analysed.

## I - INTRODUÇÃO.

Os aços Cromo-Molibdênio são vastamente empregados em indústrias de petróleo, em aquecedores, geradores de vapor, regeneradores etc., onde a solicitação química é mais severa e, em componentes de reatores em instalações nucleares, envolvendo, em ambos os casos, altas temperaturas de trabalho.

Quando esses aços sofrem um resfriamento rápido a partir de uma temperatura acima da crítica, a dureza e a resistência mecânica aumentam, tendo, em contra partida, a redução da tenacidade.

Devido a sua temperabilidade, esses aços requerem tratamentos térmicos posteriores à soldagem, de modo a restabelecer a tenacidade ou outras propriedades mecânicas requeridas, após terem sido aquecidos acima de suas temperaturas de transformação, como na soldagem ou operações de conformação a quente.

O código ASME especifica que um tratamento térmico pós soldagem ( TTPS ) seja efetuado em soldagens de aços carbono e aços baixa liga com a finalidade de revenimento e alívio de tensões da zona termicamente afetada ( ZTA ). Entretanto, quando são necessários reparos por solda em estruturas metálicas já montadas, a realização desses tratamentos térmicos torna-se muitas vezes praticamente impossível. Os relatos na última década de vários centros de pesquisa tem mostrado que, para alguns aços Cromo-Molibdênio e aços baixa liga, é possível voltar a operar com o equipamento reparado por solda sem o tradicional tratamento térmico posterior ( TTPS ). Esta prática, já aprovada pelo Código ASME - Seção XI, especifica a aplicação do procedimento de soldagem conhecido como técnica da Meia-Camada, que exige



condições de soldagem estritamente controladas.

Este método, porém, tem sua maior desvantagem no fato de necessitar intensa atividade manual, visto que 50 % da altura dos cordões de solda do primeiro passe deve ser removida, por esmerilhamento. Isto se torna altamente penoso principalmente em trabalhos expostos à radioatividade, assim como devido a dificuldade de acesso do equipamento ao local de trabalho.

Como uma solução alternativa a este método foi proposta a técnica do Passe de Revenido, que objetiva a obtenção de uma estrutura final similar à da técnica anterior, sem a necessidade de remoção de 50 % da altura do cordão de solda do primeiro passe.

Ambos os procedimentos de reparo são idealizados para a sua execução sem a necessidade de um tratamento térmico pós soldagem ( TTPS ), pois utilizam-se dos próprios ciclos térmicos dos cordões de solda subsequentes para a ação de refinamento e revenimento da zona termicamente afetada ( ZTA ) do primeiro passe.

Este trabalho, tem como objetivo central a comparação entre as duas técnicas - Meia-Camada e Passe de Revenido - utilizando-se a soldagem manual com eletrodo revestido.

As zonas termicamente afetadas ( ZTA's ) dos cordões de solda serão comparadas em termos de estrutura, tamanho de grão da região superaquecida, tenacidade e dureza.

Será feita a aquisição dos ciclos térmicos de algumas soldagens, através de um sistema computadorizado desenvolvido para a aquisição e tratamento de dados de temperatura fornecidas por termopares instalados na peça.

É realizada também uma previsão da dureza máxima obtida na zona termicamente afetada ( ZTA ) dos cordões de solda do primeiro passe, utilizando-se os tempos de resfriamento encontrados nos ciclos térmicos e aplicando-se o algoritmo proposto por YURIOKA.

## II - REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.

### 2.1 - CARACTERIZAÇÃO DAS REGIÕES DA ZONA TERMICAMENTE AFETADA ( ZTA ).

#### 2.1.1 - SOLDAGEM DE 1 CORDÃO.

A energia calorífica do arco elétrico não só funde na soldagem o material de adição e a interface deste com o metal de base, mas também influencia a estrutura nas proximidades do cordão de solda.

O processo e forma de cada um desses ciclos térmicos varia segundo leis. O valor de sua temperatura de pico diminui com a distância ao centro do cordão de solda, isto quer dizer, os pontos com diferentes distâncias ao cordão não só alcançam diferentes valores máximos de temperatura, como também a dispersão da temperatura nestas regiões durante o aquecimento e o resfriamento acontecem com diferentes velocidades. Estes efeitos térmicos consecutivos têm influências imediatas e frequentemente grandes sobre as mudanças na estrutura, assim como nas propriedades mecânicas da união soldada.

A Fig. 01 [ 1 ] mostra os ciclos térmicos experimentados pelas regiões transversais adjacentes a um cordão de solda durante uma soldagem.

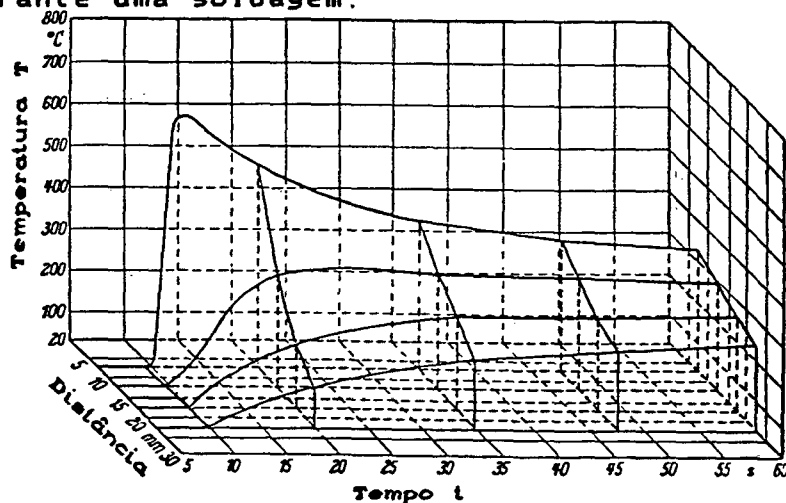


Fig. 01 - Ciclos Térmicos de Soldagem

A zona termicamente afetada ( ZTA ) de um cordão de solda consiste de uma gama de estruturas que refletem os diferentes ciclos térmicos experimentados. Uma ilustração da ZTA de um cordão de solda é mostrada, esquematicamente, na Fig. 02.

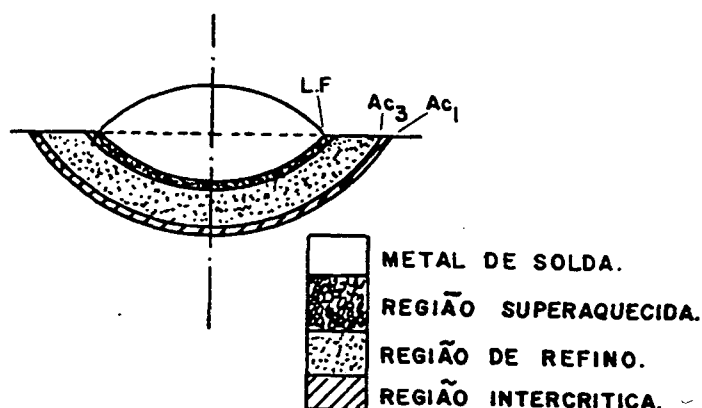


Fig. 02 - Esquema da ZTA de um Cordão de Solda.

A microestrutura e dureza em uma dada posição da ZTA serão determinadas, portanto, pela sua história térmica, cinética de crescimento de grão, transformação de fases e comportamento de revenido. A história térmica vai depender das condições de soldagem, geometria da junta, forma e posicionamento do cordão. A transformação de fases e comportamento de revenido serão determinados pela composição química, estrutura primária, cinética de crescimento de grão da austenita, temperatura de pico e das taxas de aquecimento e resfriamento, durante o ciclo térmico envolvido.

A definição e caracterização das diversas regiões que se formam na ZTA de uma união soldada, decorrente do ciclo térmico, são representadas, juntamente com o Diagrama Fe-C para um aço baixo carbono, na Fig. 03.

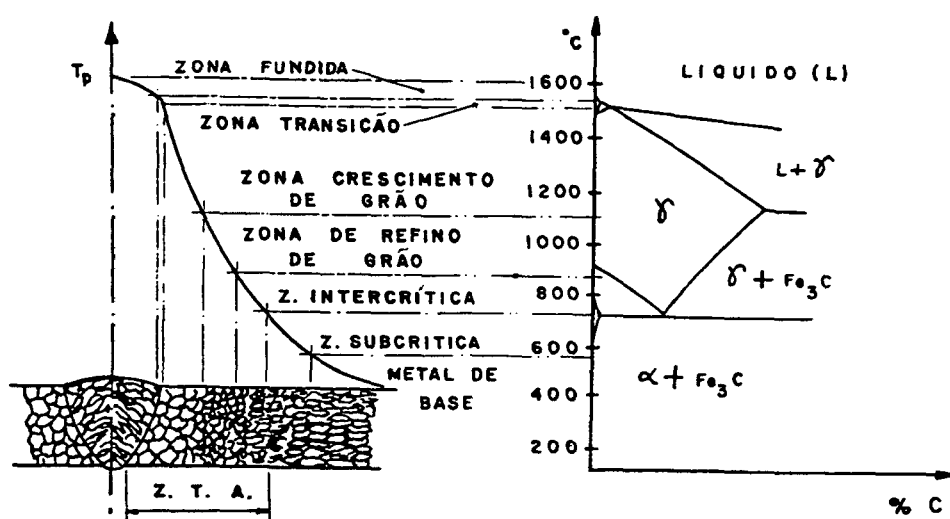


Fig. 03 - Caracterização das Regiões da ZTA.

a ) Zona de Transição ou Região de Fusão Parcial.

As temperaturas ficam entre a linha líquidus e sólidus. Esta zona começa no metal fundido e é bastante estreita, sendo comumente confundida e considerada como parte da região superaquecida. Importante no fenômeno de trincas a quente.

b ) Zona de Crescimento de Grão ou Superaquecida.

( ZTA GG ).

Região que se situa entre a zona de transição e uma temperatura aproximadamente igual a  $1100^{\circ}\text{C}$ . É uma região que experimenta altas temperaturas quando no estado austenítico, facilitando a dissolução mesmo de carbeto e nitreto mais estáveis ( p. ex.  $\text{AlN}$ ,  $\text{TiN}$ ,  $\text{NbC}$  ) apresentando, portanto, um acentuado crescimento de grão. O aumento do tamanho de grão aumenta a temperabilidade da região e esta pode se transformar em martensita. É assim, a região mais suscetível à trincas a frio.

Alberry et all [ 2 ] comentam a influência do aporte térmico sobre a largura da ZTA GG em soldagens realizadas num aço 0.5 Cr-Mo-V. É verificado que o crescimento de grão pode ser efetivamente reduzido pelo uso de baixos aportes térmicos, onde o rápido ciclo térmico permite somente um crescimento de grão limitado e, o gradiente térmico junto a linha de fusão ( que é maior para baixo aporte térmico ) restringe o espaço físico no qual o crescimento de grão pode ocorrer ( thermal pinning ), limitando, portanto, a largura da ZTA grosseira.

c ) Zona de Refino de Grão ou Normalizada.

( ZTA N ).

É uma região aquecida pouco acima da temperatura requerida para a completa austenitização. Ela apresenta uma estrutura equiaxial totalmente refinada, sendo, por isso, conhecida também como região " Normalizada ". Esta região pode ainda se transformar em martensita se a taxa de resfriamento for suficientemente rápida ou se os teores de elementos de liga forem suficientemente altos. Situa-se entre  $Ac_3$  e  $1100^{\circ}C$ .

d ) Zona Parcialmente Transformada (Intercrítica).

( ZTA IC ).

Localiza-se entre  $Ac_1$  e  $Ac_3$ . Nesta região, durante o aquecimento, a ferrita não se transforma e a perlita se transforma parcialmente em austenita, ocorrendo um refinamento parcial dos grãos.

e ) Zona Subcrítica.

( ZTA SC ).

Fica abaixo de  $Ac_1$ . Nesta região pouco aquecida, apenas alguns carbeto tendem a se dissolver no aquecimento. A estrutura desta região é revenida pelo calor gerado pelos cordões de solda.

A extensão da zona termicamente afetada ( ZTA ) e a profundidade de cada uma de suas regiões são decorrentes do Aporte Térmico de Soldagem. Aportes Térmicos elevados resultam em maiores profundidades das isothermas da ZTA e em taxas de resfriamento menores, determinando, portanto, o produto final de transformação.

#### 2.1.2 - CARACTERIZAÇÃO DAS REGIÕES DA ZTA EM SOLDAGEM MULTIPASSES.

Em soldagens multipasses, entretanto, as ZTA's são mais complexas. Além das regiões comumente presentes na ZTA de um único cordão de solda, nas soldagens multipasses, deve ser considerado o efeito dos tratamentos térmicos impostos pelos passes subsequentes na ZTA dos cordões de solda primários, acarretando o surgimento de novas regiões, conforme indicado na Tab. 01 abaixo.

Região da ZTA	Abreviação
Grão Grosseiros	GG
Normalizada	N
Intercrítica	IC
Subcrítica	SC
Grãos Grosseiros Reaquecida acima de 1100 ° C	GGG
Grãos Grosseiros Normalizada	GGN
Grãos Grosseiros Reaquecida na Temp. Intercrítica	GGIC
Grãos Grosseiros Reaquecida na Temp. Subcrítica	GGSC
Grãos Grosseiros Normalizada Reaq. na Temp. Intercrítica	GGNIC
Grãos Grosseiros Normalizada Reaq. na Temp. Subcrítica	GGNSC

Tab 01 - Identificação das Regiões da ZTA

A Fig. 04 mostra, esquematicamente, estas regiões da ZTA para o depósito de dois cordões adjacentes.

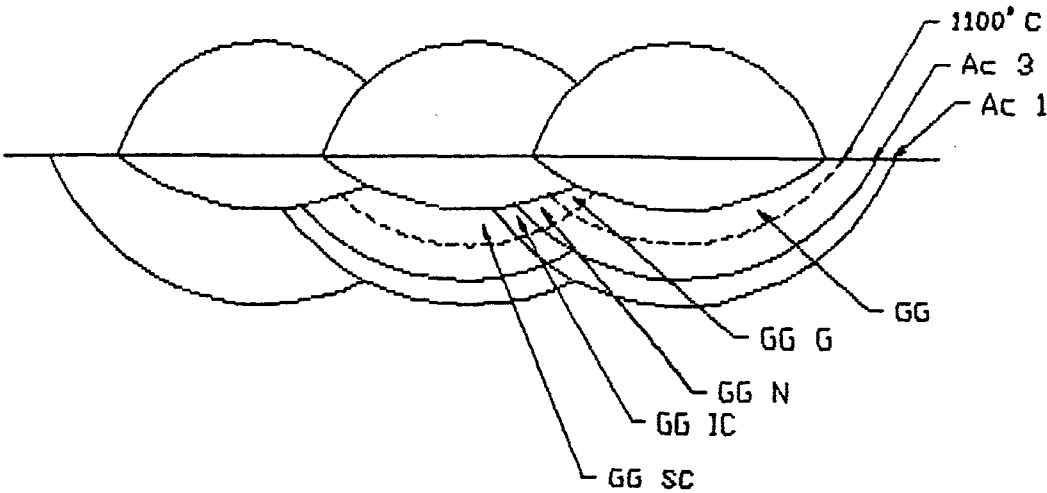


Fig. 04 - Caracterização da ZTA para Vários Cordões.



## 2.2 - CICLOS TÉRMICOS ASSOCIADOS À SOLDAGEM.

Os ciclos térmicos de soldagem impõem taxas de aquecimento e resfriamento da região adjacente ao cordão de solda, de tal modo rápidos, que o processo de soldagem pode ser comparado como um "choque térmico" aplicado à peça. Os efeitos deste choque térmico pode ser, entretanto, suavizado, se a velocidade de resfriamento for reduzida através de um controle de temperatura adequado aplicado à união soldada.

A intenção de tal procedimento é, portanto, através de alterações nas variações de temperatura muito rápidas, que geralmente aparecem na soldagem, impor uma mudança de temperatura mais vagarosa, através da diminuição do gradiente térmico entre o cordão de solda e a peça, evitando assim, principalmente na ZTA, uma taxa de resfriamento muito alta.

As diferentes possibilidades de um ciclo térmico associado à operação soldagem estão representados, esquematicamente, na Fig.5. Nesta figura, estão registradas as variações de temperaturas do metal base, o qual sofreu um pré-aquecimento, assim como os ciclos térmicos no início e no fim do cordão de solda.

Nessa consideração é fundamental salientar que se tratam de duas posições geometricamente similares, ou seja, para as quais as condições de fluxo de calor são as mesmas. Na parte superior, o diagrama é limitado pela temperatura de fusão do material. Da Fig. 05 pode-se retirar o perfil de temperaturas da ZTA, que resulta da sobreposição dos campos de temperatura devido ao pré-aquecimento e ao calor da soldagem propriamente dita. O diagrama mostra também a região intercrítica, limitada pelas linhas  $A_1$  e  $A_3$ .

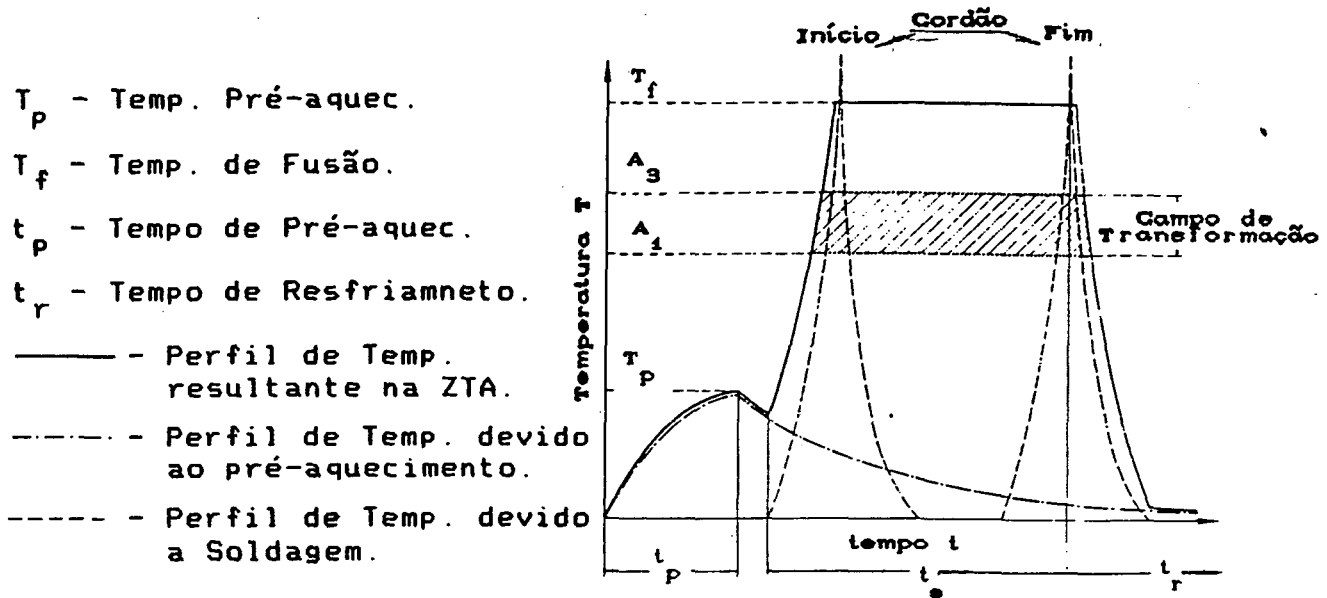


Fig. 05 - Comportamento das Temperaturas Durante a Soldagem [ 3 ]

A seguir serão descritos os mais importantes ciclos térmicos associados a uma operação de soldagem.

### 2.2.1 - SOLDAGEM COM UM PRÉ-AQUECIMENTO SIMPLES.

O pré-aquecimento do componente a ser soldado até uma temperatura pré-fixada depende especialmente de três fatores ; ( a ) composição química, ( b ) forma e dimensões do componente e ( c ) suscetibilidade a trincas a frio. Quando a temperatura desejada para a realização da soldagem é alcançada, o pré-aquecimento é terminado e começa - sob certas circunstâncias, após curtos ajustes de temperatura - a soldagem, Fig. 06. Neste caso, porém, a temperatura de trabalho pode cair.

$T_p$  - Temp. Pré-aquecimento.

$T_t$  - Temp. de Trabalho.

$t_p$  - Tempo Pré-aquecimento.

$t_s$  - Tempo de Soldagem.

— - Temp. Resultante na Peça.

----- Temp. da Solda.

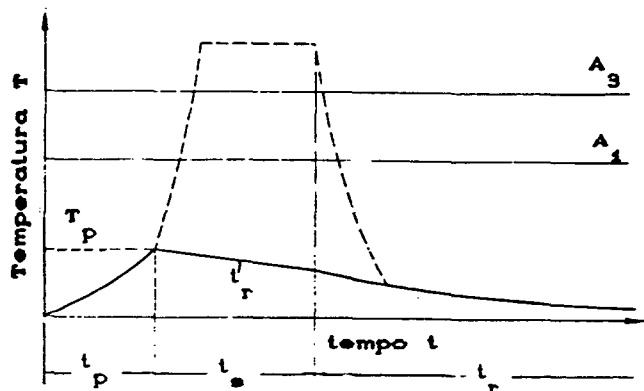


Fig. 06 - Soldagem com Pré-aquecimento -  $T_v > T_a$  [ 3 ]

Após a soldagem a peça é resfriada normalmente ao ar.

### 2.2.2 - SOLDAGEM COM TEMPERATURA DE TRABALHO CONSTANTE.

( Isotérmica ).

Se a temperatura da peça for mantida constante durante a soldagem, no mínimo à uma temperatura igual a temperatura de pré-aquecimento, então esta soldagem é considerada como uma soldagem a temperatura de trabalho constante.

Se a peça for soldada a uma temperatura de trabalho acima da temperatura de início de formação de martensita e se esta temperatura for mantida até a decomposição da austenita em bainita ( ou perlita ), então esta é chamada de uma "soldagem isotérmica", Fig. 07.

$T_p$  - Temp. Pré-aquecimento.  
 $T_t$  - Temp. de Trabalho.  
 $M_s$  - Temp. formação Martensita.  
 $t_p$  - Tempo Pré-aquecimento.  
 $t_s$  - Tempo de Soldagem.  
 $t_h$  - Tempo final transf. Mart.  
 ——— - Temp. Resultante na Peça  
 ----- - Temp. da Solda.

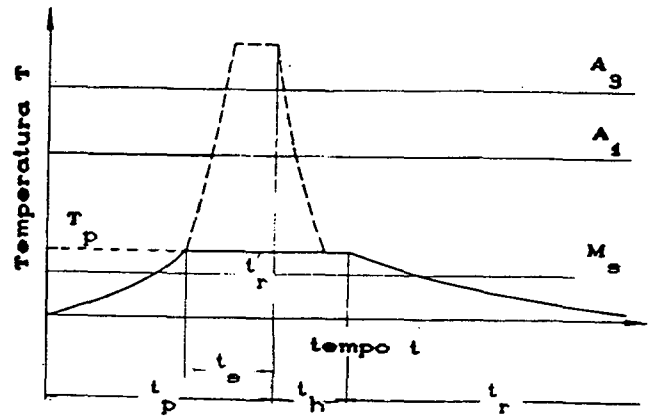


Fig. 07 - Soldagem Isotérmica  $T_v = T_a$  [ 3 ]

A Fig. 08 mostra um diagrama TRC para um aço com 5 % Cr [ 3 ]. Se a soldagem for efetuada sem um pré-aquecimento, então o resfriamento ocorrerá segundo a curva 1. Com um pré-aquecimento de cerca de  $380^{\circ}\text{C}$ , a velocidade de resfriamento pode ser reduzida, curva 2, havendo, porém, ainda a formação de martensita na ZTA do cordão de solda, o que pode fragilizar o material e aumentar o risco de trincas.

Após um pré-aquecimento e mantendo-se a temperatura de trabalho maior do que a temperatura de início de formação de martensita ( $T_a = 380^{\circ}\text{C}$ ,  $M_s = 360^{\circ}\text{C}$ ), o resfriamento se dará segundo a curva 3. A união soldada apresentará uma estrutura típica bainítica com uma dureza baixa e alta tenacidade.

- $T_t$  - Temp. de Trabalho.  
 $M_s$  - Temp. form. Martensita.  
 $T_h$  - Duração após Soldagem.  
 ( 1 ) - sem Pré-aquecimento.  
 ( 2 ) - com Pré-aquecimento.  
 ( 3 ) - com Pré-aquecimento e  
 duração 10 min.

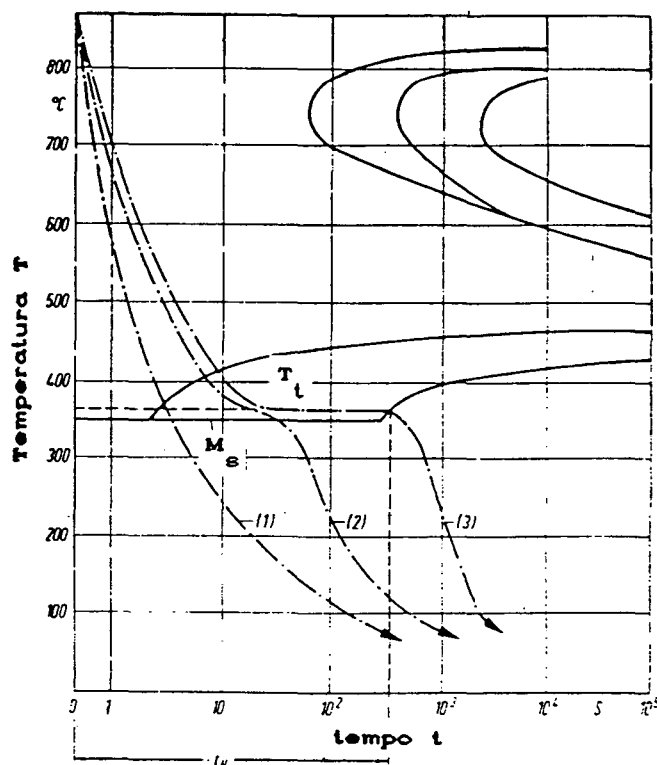


Fig. 08 - Diagrama TRC para um Aço com 5 % Cr [ 3 ]

### 2.2.3 - AUMENTO DA TEMPERATURA DE TRABALHO DURANTE A SOLDAGEM.

A formação de martensita em aços temperáveis pode também ser evitada sem um pré-aquecimento, desde que a quantidade de calor imposta à peça reduza suficientemente a velocidade de resfriamento. O calor necessário é conseguido através do depósito de sucessivos cordões de solda adjacentes ou com o uso de eletrodos de maiores diâmetros.

- $T_f$  - Temp. de Fusão.  
 $T_p$  - Temp. Pré-aquecimento.  
 $M_s$  - Temp. form. Martensita.  
 $t_s$  - Tempo de Soldagem.  
 $t_p$  - Tempo de Pré-aquecimento.  
 $t_r$  - Tempo de Resfriamento.  
 ——— - Temp. Resultante na Peça.  
 - - - - - Temp. da Solda.

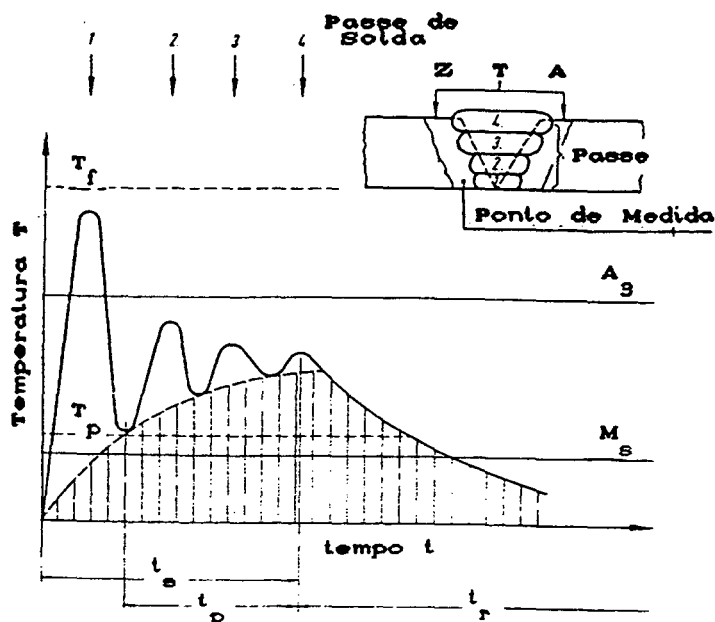


Fig. 09 - Soldagem Multipasses [ 3 ].

A Fig. 09 mostra esquematicamente os ciclos térmicos para um ponto situado perto da raiz da junta, para sucessivos passes. Pode ser observado, que após a soldagem do primeiro passe, a temperatura no ponto ultrapassa a temperatura de pré-aquecimento, a qual também situa-se acima da temperatura de início de formação de martensita. Com o aumento do número de passes de solda, a temperatura de trabalho tende a aumentar. A peça tem, portanto, durante o processo de soldagem, a temperatura de tal forma aumentada, que o resfriamento no campo da ZTA, no final da soldagem, é realizada vagarosamente, não sendo alcançada, então, a velocidade de resfriamento crítica.

#### 2.2.4 - SOLDAGEM COM PÓS-AQUECIMENTO.

O pós-aquecimento é aplicado diretamente após a soldagem, sem um resfriamento intermediário.

Neste processo é aplicado frequentemente um aquecimento local com uma fonte de calor, logo após a soldagem. Com este procedimento, simples e pouco dispendioso, o calor disponível da soldagem é aproveitado e como consequencia a temperatura desejada é conseguida em um curto espaço de tempo.

A combinação de soldagem com pré- e pós-aquecimento é mostrada, esquematicamente, na Fig.10. Este processo é empregado quando, apesar de altas temperaturas de pré-aquecimento, o risco de trincas ainda permanece.

$T_p$  - Temp. Pré-aquecimento.

$T_t$  - Temp. Trabalho.

$T_{pa}$  - Temp. Pós-aquecimento.

$t_s$  - Tempo de Soldagem.

$t_e$  - Tempo de Espera.

$t_N$  - Duração Pós-aquecimento.

$t_r$  - Duração Resfriamento.

———— - Temp. Resultante na Peça.

----- Temp. da Solda.

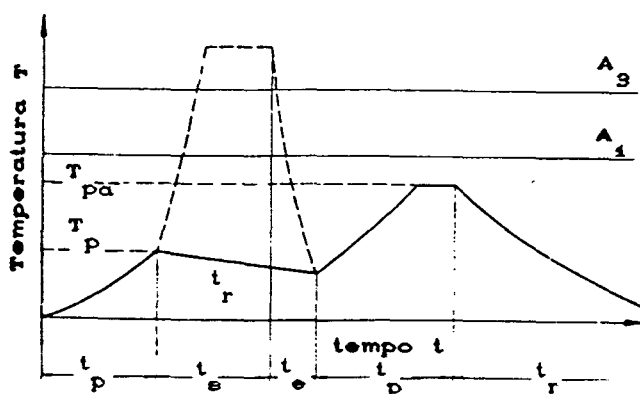


Fig. 10 - Soldagem com Pré e Pós-aquecimento [ 3 ].

### 2.2.5 - TRATAMENTO TÉRMICO PÓS SOLDAGEM ( TTPS ).

O tratamento térmico nesse caso ocorre após o resfriamento do componente até a temperatura ambiente. De acordo com o tipo de aço e as exigências impostas ao componente ou estrutura, ele pode consistir em Alívio de Tensões, Normalização, Recozimento, Têmpera e Revenido.

O mais comum é o tratamento térmico de Alívio de Tensões, ilustrado na Fig. 11.

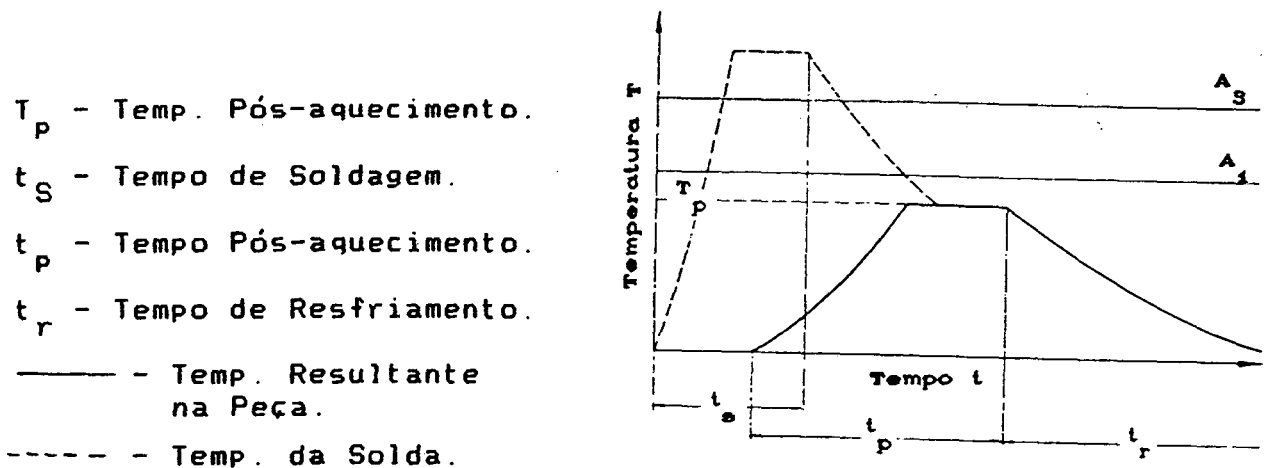


Fig. 11 - Tratamento Térmico de Alívio de Tensões [ 3 ].



## 2.3 - AÇOS RESISTENTES AO CALOR TIPO CROMO - MOLIBDÊNIO.

### 2.3.1 - GENERALIDADES.

Altas temperaturas de trabalho frequentemente implicam que os aços contenham elementos de liga devido a duas propriedades limitadoras dos aços carbono, que se tornam mais críticas com o aumento da temperatura, que são ( 1 ) a diminuição da resistência mecânica e ( 2 ) a aceleração da corrosão. O problema de corrosão a altas temperaturas pode ser ainda acentuado por outros fenômenos como corrosão sob tensão localizada, reação química com gases sulfurosos e ataque por hidrogênio.

O emprêgo dos aços Cromo-Molibdênio em indústrias de petróleo, em tubos para caldeiras, aquecedores etc., e em instalações nucleares é portanto acompanhado de altas temperaturas de trabalho.

A maioria dos aços ligados empregados em serviço a altas temperaturas utilizam como elementos de liga mais frequentes o Cromo e o Molibdênio. A família dos aços Cromo-Molibdênio contém entre 0.5 a 9 % de Cr e até 1 % Mo. O percentual de Carbono é normalmente menor do que 0.2 % de modo a permitir boa soldabilidade, embora estes aços sejam facilmente temperáveis.

O principal efeito da adição de cromo ao aço é uma sensível melhoria na resistência à oxidação e na resistência à corrosão em geral, sobretudo aos meios oxidantes e sulfurosos. O cromo tem grande afinidade pelo oxigênio e oxida-se preferencialmente, formando uma película forte e aderente de óxidos e hidróxidos, que protege o ferro, retardando a oxidação

do material. Todos esses efeitos são tanto mais acentuados quanto maior for a quantidade de cromo no aço.

As curvas da Fig.12 [ 4 ], mostram o aumento de peso, devido à absorção de oxigênio e incorporação de óxidos à peça metálica, em consequência da oxidação superficial de vários aços em contato com o ar. A medida que aumenta o teor de cromo, aumenta a temperatura de início de oxidação intensa e decresce a velocidade de aumento da oxidação com a temperatura, embora para todos os aços, a oxidação seja acelerada com a elevação da temperatura. Enquanto que para os aços-carbono a oxidação superficial intensa começa aos 530 ° C, para um aço com 5 % de Cr só se inicia aos 600 ° C e, para um aço com 9 % de Cr, aos 680 ° C.

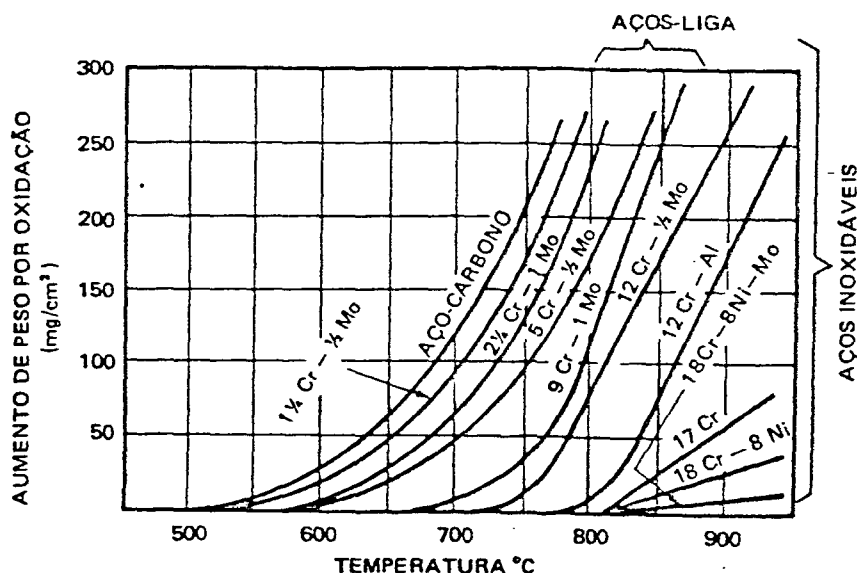


Fig. 12 - Influência do Teor de Cr na Resistência à Oxidação a Altas Temperaturas.

Doutros elementos também importantes sob o ponto de vista de aumento da resistência à oxidação do aço são o Si, Al e o Ti.

O cromo tem ainda o efeito de aumentar a resistência à grafitação do aço, sendo que para os aços com mais de 1 % de Cr, não há mais ocorrência de grafitação, mesmo com a exposição prolongada em altas temperaturas.

A composição química nominal dos aços Cr-Mo é dada na Tab. 02 [ 5 ]. Algumas ligas podem conter pequenas adições de Nióbio, Vanádio ou Titânio ou aumentar o teor de Carbono e Silício para atender a aplicações específicas.

C O M P O S I Ç Ã O Q U Í M I C A							
Aço	C	Mn	S	P	Si	Cr	Mo
1/2Cr-1/2Mo	0.1-0.2	0.8-0.6	0.045	0.045	0.1-0.9	0.50-0.80	0.45-0.65
1Cr-1/2Mo	0.15	0.8-0.6	0.045	0.045	0.5	0.80-1.25	0.45-0.65
1 1/4Cr-1/2Mo	0.15	0.8-0.6	0.030	0.045	0.5-1.0	1.00-1.50	0.45-0.65
2Cr-1/2Mo	0.15	0.8-0.6	0.030	0.030	0.5	1.65-2.85	0.45-0.65
2 1/4Cr-1Mo	0.15	0.8-0.6	0.030	0.030	0.5	1.90-2.60	0.87-1.18
3Cr-1Mo	0.15	0.8-0.6	0.030	0.030	0.5	2.65-3.25	0.80-1.06
5Cr-1/2Mo	0.15	0.8-0.6	0.030	0.030	0.5	4.00-6.00	0.45-0.65
7Cr-1/2Mo	0.15	0.8-0.6	0.030	0.030	0.5-1.0	6.00-8.00	0.45-0.65
9Cr-1Mo	0.15	0.8-0.6	0.030	0.030	0.2-1.0	8.00-10.0	0.90-1.10

Tab 02 - Composição Química dos Aços Cr-Mo [ 5 ].

Em algumas aplicações onde não importam a resistência à oxidação e à corrosão, pode-se usar um aço com baixo teor de carbono ( 0.10 - 0.20 % ) até temperaturas da ordem de 480 - 500 ° C. Nesses aços, o limite de resistência à tração que é cerca de 420 MPa cai a mais de 250 MPa a 540 ° C e 60 - 65 MPa, quando a temperatura é cerca de 760 ° C, o que comprova a limitação do seu emprego a temperaturas superiores a 500 ° C [ 4 ].

De um modo geral, todos esses aços-liga são materiais para serviços em temperaturas elevadas. Entretanto, devido às características específicas proporcionadas pelo elemento cromo, com relação aos casos de emprego, esses aços são divididos em dois grupos : os aços contendo até 2.5 % de Cr e os contendo mais de 2.5 % de Cr.

Os aços Cr-Mo com até 2.5 % de Cr, foram desenvolvidos especialmente para serviços em altas temperaturas, onde os esforços mecânicos sejam elevados e a corrosão moderada.

Os aços contendo mais de 2.5 % de Cr, são específicos para serviços em temperaturas elevadas submetidos a esforços mecânicos moderados e alto índice de corrosão.

A ocorrência de 5 - 6 % de Cr torna os aços muito importantes nas indústrias em que há presença de hidrogênio e hidrocarbonetos. Com a adição de Mo, V e W consegue-se melhor resistência mecânica a altas temperaturas e o Al e Si aumentam a resistência à oxidação elevando a temperatura limite de serviço do aço [ 4 ].

Com apenas 0.5 % de Mo, a resistência à fluência dos aços com 5 - 6 % de Cr é consideravelmente melhorada, tornando seu emprego útil na faixa de 450 - 550 ° C, com cargas relativamente elevadas [ 4 ].

A presença de cromo em torno de 7 - 10 %, com carbono médio ( 0.40 - 0.60 % ), silício elevado ( 1 - 3.5 % ) e molibdênio ( 0.50 % ) torna os aços resistentes à corrosão por parte de gases de combustão a temperaturas elevadas ( 750 ° C ). Sua resistência à fluência é satisfatória entre 450 - 700 ° C [ 4 ].

Além dos aços Cr-Mo apresentados na Tab. 02, existem aços com maiores teores de Cr, já dentro da classe dos aços inoxidáveis. Com teores de Cr entre 12 - 15 %, os aços apresentam satisfatória resistência à oxidação até a temperatura de 800 ° C. A adição de alumínio ( 2.5 - 3.5 % ) eleva a temperatura de emprego a 1000 ° C. Geralmente apresentam excelentes características de resistência à fluência melhorada com a adição de Mo, W, V e Nb [ 4 ].

Com teores de cromo entre 18 - 30 %, a resistência à oxidação é ainda melhorada, sobretudo à ação do ar, a temperaturas em torno de 1000 ° C. São do tipo ferríticos e como tal, apresentam resistência à fluência relativamente baixa [ 4 ].

### 2.3.2 - TRATAMENTOS TÉRMICOS DOS AÇOS CROMO-MOLIBDÊNIO

Devido a alta temperabilidade, esses aços requerem um tratamento térmico de modo a restabelecer a tenacidade, ductilidade ou outras propriedades mecânicas requeridas após terem sido aquecidos acima de sua temperatura crítica, como em soldagens ou operações de forjamento.

Os tipos de tratamento térmico normalmente aplicados aos aços Cr-Mo são os mesmos aplicados a outros aços temperáveis, sendo estes fornecidos nas condições de recozido, normalizado ou temperado e revenido.

O recozimento é realizado aquecendo-se o material a temperaturas na faixa entre 840 e 910 ° C, seguido de um resfriamento lento. Com este tratamento obtem-se uma estrutura homogênea através de todo material e uma dureza não muito elevada.

O tratamento de têmpera requer um aquecimento também a temperaturas na faixa entre 840 e 910 ° C seguido, porém, de um resfriamento rápido. Este tratamento geralmente endurece o material que normalmente é, em seguida, revenido.

O tratamento de revenido é realizado a uma temperatura abaixo da temperatura crítica do material, seguido de um resfriamento ao ar ou no forno. O revenido é o tratamento térmico que normalmente acompanha a têmpera, pois elimina a maioria dos inconvenientes produzidos por esta; além de aliviar ou remover as tensões internas, corrige as excessivas durezas e fragilidade do material, aumentando sua ductilidade e resiliência.

Conforme as Normas ASTM A 335 e 387 [ 6, 7 ], os aços resistentes ao calor fornecidos na condição de revenido requerem uma temperatura mínima para revenido de 667 e 705 ° C, para tubos e chapas respectivamente, não sendo nunca inferior, porém, a temperatura de trabalho do aço mais 56 ° C.

### 2.3.3 - METALURGIA DA SOLDAGEM DOS AÇOS CROMO-MOLIBDÊNIO

A metalurgia da soldagem dos aços Cr-Mo é similar à dos demais aços temperáveis e baixa liga. Esses aços irão endurecer quando resfriados ao ar a partir da temperatura de austenitização e são sensíveis à trincas por hidrogênio.

Os procedimentos de soldagem devem ter o necessário cuidado para prevenir trincas no metal de solda e na zona termicamente afetada ( ZTA ). Aqui estão incluídas as trincas por resfriamento rápido ( quench cracks ) e as trincas induzidas por hidrogênio.

Processos e procedimentos de soldagem de baixo hidrogênio devem ser usados. A composição química do metal de adição deve ser aproximadamente igual à do metal de base, a não ser pelo teor de Carbono que é normalmente menor do que deste.

Os aços Cr-Mo são soldados por processos a arco elétrico e brasagem, usados comumente para aços carbono. Eles podem também ser unidos por soldagem por eletroescória, feixe de elétrons, laser, fricção e resistência. Estes procedimentos são similares aos aplicados a outros aços, sendo que os efeitos térmicos dos ciclos de soldagem nas propriedades desses aços devem ser considerados.

#### 2.3.3.1 - Recomendações Mínimas para Pré-aquecimento.

A Tab. 03, reproduzida do Welding Handbook [ 5 ], mostra as temperaturas de pré-aquecimento mínimas normalmente indicadas para aços Cr-Mo.

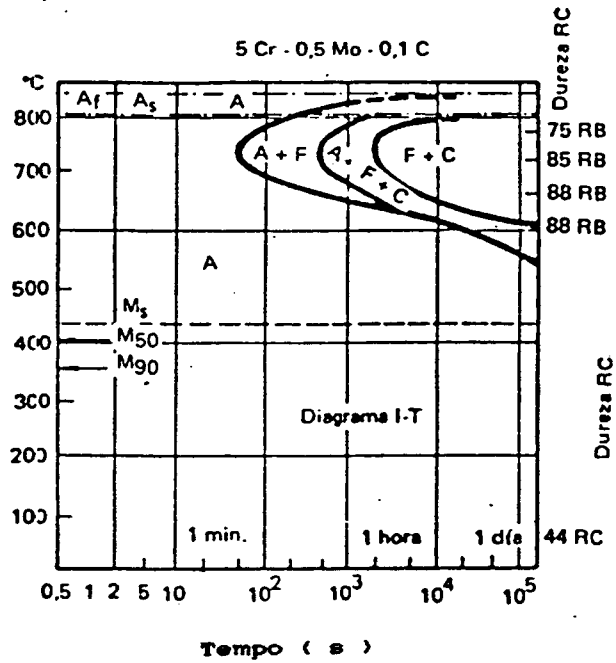
Aço	Espessura ( mm )		
	até 12.5	12.5 a 25.4	> 25.4
1/2Cr-1/2Mo 1Cr-1/2Mo 1 1/4Cr-1/2Mo	50 ° C	100	150
2Cr-1/2Mo 2 1/4Cr-1Mo	50	100	150
3Cr-1Mo	120	150	200
5Cr-1/2Mo 7Cr-1/2Mo 9Cr-1Mo	200	200	260

Tab. 03 - Temp. Mínima de Pré-aquecimento [ 5 ].

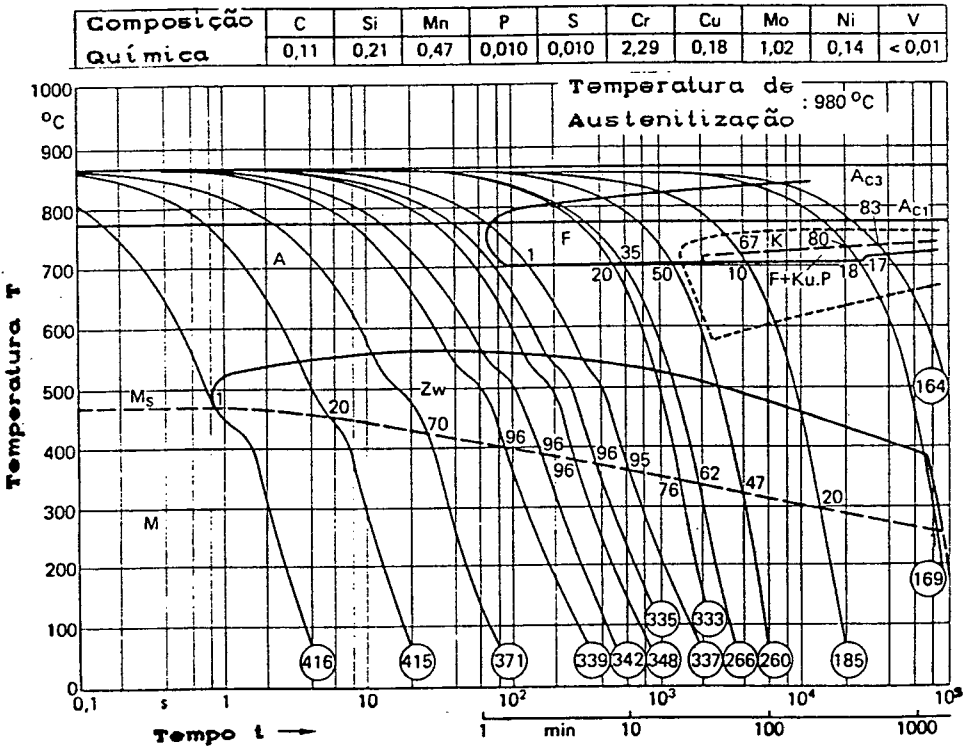
As Fig. 13 a-b, mostram as curvas TTT para os aços 5 Cr - 0.5 Mo [ 8 ] e 10 CrMo 9 10 [ 3 ], com temperaturas de início de transformação da martensita em torno de 440 e 480 ° C, respectivamente.

Utilizando-se portanto uma temperatura de pré-aquecimento fornecida pela Norma ASTM A 335 e 387 [ 6,7 ] ( entre 200 e 300 ° C ), a formação de martensita na zona termicamente afetada não será, então, passível de ser evitada. Ela será reduzida a um mínimo de cerca de 30 a 50 %, para o qual o risco de trincas quase não mais existe [ 3 ].





a ) Aço 5 Cr- 0.5 Mo ( Diag. Isotérmico ) [ 8 ].



b ) Aço 10 CrMo 9 10 ( Diag. Resfriamento Contínuo ) [ 3 ].

Fig. 13 - Diagramas TRC para Aços Cr-Mo.

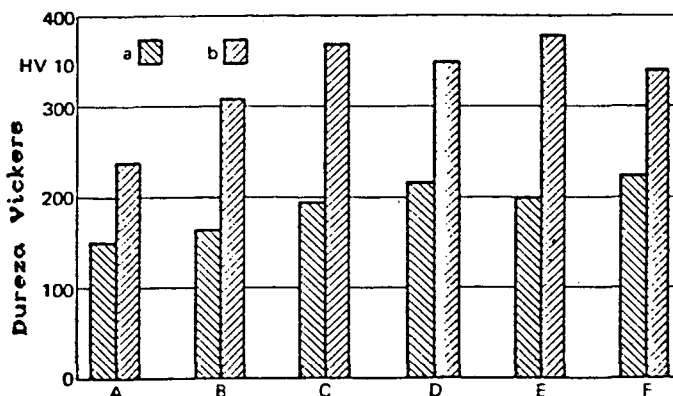
### 2.3.3.2 - Pós-aquecimento e Precauções com Trincas de Alívio de Tensões.

Tendo em vista que o pré-aquecimento com temperaturas abaixo da temperatura  $M_s$  não evita a formação, mas apenas reduz a fração de martensita na microestrutura da ZTA, as normas ASTM A 335 e 387 [ 6,7 ] prescrevem um alívio de tensões após a soldagem. A Tab. 4 mostra os valores recomendados pelo Welding Handbook [ 5 ].

Aço	Temperatura (C)
1/2Cr-1/2Mo	620 - 700
1Cr-1/2Mo	620 - 730
1 1/4Cr-1/2Mo	
2 1/4Cr-1Mo	670 - 740
3Cr-1Mo	
5Cr-1/2Mo	670 - 760
7Cr-1/2Mo	
9Cr-1Mo	

Tab. 04 - Temperatura de Pós-aquecimento [ 5 ].

A Fig. 14, reproduzida da DVS [ 3 ], mostra os níveis de dureza observados na ZTA de aços Cr-Mo com e sem alívio de tensões. Enquanto que os aços sem tratamento apresentam valores de dureza elevada, os que sofreram um tratamento térmico de alívio de tensões, apesar de diferentes teores de Cr, alcançam valores de dureza semelhantes e relativamente baixos.



A	18 CrMo 4 4	D	12 CrMo 19 5 + Si
B	10 CrMo 9 10	E	7 % Cr, 0.5 % Mo
C	12 CrMo 19 5	F	9 % Cr, 1 % Mo

Fig. 14 - Dureza na ZTA de Aços Cr-Mo [ 3 ].  
a ) após alívio de tensões.  
b ) como soldado.

O aparecimento das trincas de reaquecimento ou trincas de alívio de tensões pode, em certas circunstâncias, estar associado ao tratamento térmico de alívio de tensões. Os aços Cr-Mo e, em especial aços Cr-Mo-V são suscetíveis a este problema.

Trata-se de trincas de natureza intercrystalina, essencialmente associadas a formação de uma microestrutura suscetível ( martensita ) e precipitação de carbonetos especiais durante o reaquecimento pelo tratamento térmico ou serviço a altas temperaturas.

Segundo a teoria existente [ 9 ], à temperaturas superiores a  $1200^{\circ}\text{C}$ , os carbonetos ( Cr, Mo, V e outros ) se dissolvem rapidamente na matriz dos aços. Como consequencia do rápido resfriamento até próximo da temperatura ambiente ( caso do ciclo de soldagem ), a precipitação de carbonetos é quase que inteiramente anulada, formando assim, somente estruturas martensíticas e/ou bainíticas. Os tratamentos térmicos de alívio de tensões após a soldagem, efetuados a temperaturas entre  $500$  e  $700^{\circ}\text{C}$ , fazem precipitar em forma de carbonetos os elementos que tenham maior afinidade pelo C, que se encontram em solução sólida supersaturada. No caso da granulação grosseira na interface metal de solda / ZTA, há preferência desses precipitados se formarem no interior dos grãos, com conseqüente aumento da dureza. Os contornos de grão, permaneceriam praticamente isentos de precipitados de dimensões críticas tais que impessam o deslizamento ( deformação plástica/fluência ) nesta região.

Assim, o interior dos grãos resistiria a toda deformação plástica quando do alívio de tensões e as deformações se localizariam principalmente nos contornos dos grãos, que possuem menor resistência mecânica por estarem desprovidos de precipitados. Durante o tratamento térmico de alívio de tensões, haverá concentração de tensões nos contornos de grão, principalmente se estes forem de grandes dimensões. As correspondentes deformações locais propiciam a formação de cavidades, as quais por interação entre elas e/ou outras discontinuidades nos contornos de grão, darão lugar à trincas.

Os cuidados para se evitar trincas de alívio de tensões envolvem principalmente :

i ) evitar dureza excessiva da martensita pelo controle da velocidade de resfriamento na soldagem.

ii ) evitar crescimento excessivo de grão pelo controle dos parâmetros de soldagem ( aporte térmico e temperatura de interpasse ).

A suscetibilidade à fissuração está associada, portanto, à ( 1 ) existência de uma estrutura super saturada antes do tratamento térmico de alívio de tensões e ( 2 ) precipitação de carbonetos no interior e no contorno dos grãos da austenita primária, após o tratamento térmico de alívio de tensões.

Além das temperaturas de pré- e pós-aquecimento, uma temperatura de interpasse também deve ser estipulada. Usualmente, a faixa de temperatura utilizada para a temperatura de interpasse vai de um valor mínimo, correspondente a temperatura de pré-aquecimento, a um valor máximo que depende das condições de restrição da união soldada e da composição química do material.

A temperatura de interpasse, além de influenciar na suscetibilidade a trincas em aços temperáveis, tensão residual e distorção, também tem um efeito sobre o tamanho de grão da região superaquecida da ZTA, visto que de acordo com o valor desta temperatura haverá uma maior ou menor penetração das isothermas de refino dos cordões de solda dos passes subsequentes. Assim sendo, esta temperatura de interpasses também irá influenciar na suscetibilidade a ocorrência de trincas de alívio de tensões, visto que a estrutura de grãos grosseiros poderá ser formada na ZTA dos cordões de solda. A importância de um maior ou menor refino da microestrutura da ZTA dos cordões de solda irá

refletir também nos valores obtidos no ensaio charpy. Altos índices de refinamento de grão sempre são favoráveis para a obtenção de maiores valores de tenacidade, particularmente a baixas temperaturas.

Devido, portanto, a problemas existentes na soldagem dos aços resistentes ao calor tipo Cromo-Molibdênio, conforme indicação da DVS [ 3 ], devem ser observadas as seguintes recomendações :

a ) pré-aquecimento entre  $100 - 300^{\circ} \text{C}$  para evitar trincas a frio em aços com até  $0.2\% \text{C}$ .

b ) controle do nível de energia fornecida na soldagem. Bons resultados são encontrados na faixa entre 7 a 24 kJ/cm.

c ) limitação do pré-aquecimento e da temperatura de interpasse (  $< 450$  a  $500^{\circ} \text{C}$  ).

Estas restrições são impostas pela suscetibilidade dos aços resistentes ao calor ( tipo Cr-Mo e Cr-Mo-V ) à trincas de alívio de tensões, associadas a solubilização e re-precipitação de carbonetos na ZTA grosseira.

## 2.4 - TÉCNICAS DE SOLDAGEM SEM TRATAMENTO TÉRMICO PÓS SOLDAGEM ( TTPS ).

O código ASME ( Boiler and Pressure Vessel Code ) [ 10 ], especifica que um tratamento térmico pós soldagem seja aplicado sobre soldas em aços carbono e aços baixa liga, com o objetivo de promover um alívio de tensões e revenir a zona termicamente afetada dos cordões de solda depositados. Entretanto, quando um reparo por soldagem é necessário em uma estrutura já soldada, tal tratamento térmico é, em muitos casos, impossível de ser realizado.

Para promover portanto, um restabelecimento das propriedades mecânicas na estrutura reparada, sem o emprêgo dos convencionais tratamentos térmicos, empregam-se as técnicas de soldagem sem tratamento térmico pós soldagem ( TTPS ).

O emprego dessas técnicas têm o objetivo de refinar e/ou revenir a região de grãos grosseiros da ZTA dos cordões de solda das camadas precedentes, utilizando-se do calor gerado na própria soldagem, de modo a garantir os requisitos mínimos de tenacidade, ductilidade e resistência à corrosão sob tensão.

As técnicas de reparo sem TTPS adotam como medidas fundamentais : ( 1 ) minimizar a largura da ZTA, em particular da região de grãos grosseiros, pelo uso de eletrodos de menor diâmetro e baixo aporte térmico na primeira camada de solda e ( 2 ) promover o " refino " e/ou "revenimento " da ZTA grosseira dos cordões de solda do primeiro passe pelo controle dos parâmetros de soldagem dos cordões de solda dos passes subsequentes.

Existem duas variantes dessa técnica, utilizando, ambas, originalmente, eletrodo revestido. A primeira delas, reconhecida pelo código ASME e aplicada a componentes nucleares, é conhecida como técnica da Meia-Camada. A outra opção, como uma solução alternativa à técnica anterior, é chamada de técnica do Passe de Revenido.

#### 2.4.1 - TÉCNICAS DE SOLDAGEM DA " MEIA-CAMADA " E DO " PASSE DE REVENIDO " .

A técnica de soldagem da Meia-Camada, estabelece que 50 % da altura dos cordões de solda da primeira camada, realizada com eletrodos de pequeno diâmetro ( max. 2.4 mm ), seja removida, sendo as demais camadas depositadas com eletrodos de maior diâmetro ( 3.5 mm ou mais ) - Fig. 15 a.

Na técnica de soldagem do "Passe de Revenido", só é levado em conta o diâmetro diferente dos eletrodos para a primeira e demais camadas e o aporte térmico fornecido à peça durante a soldagem ( Fig. 15 b ).



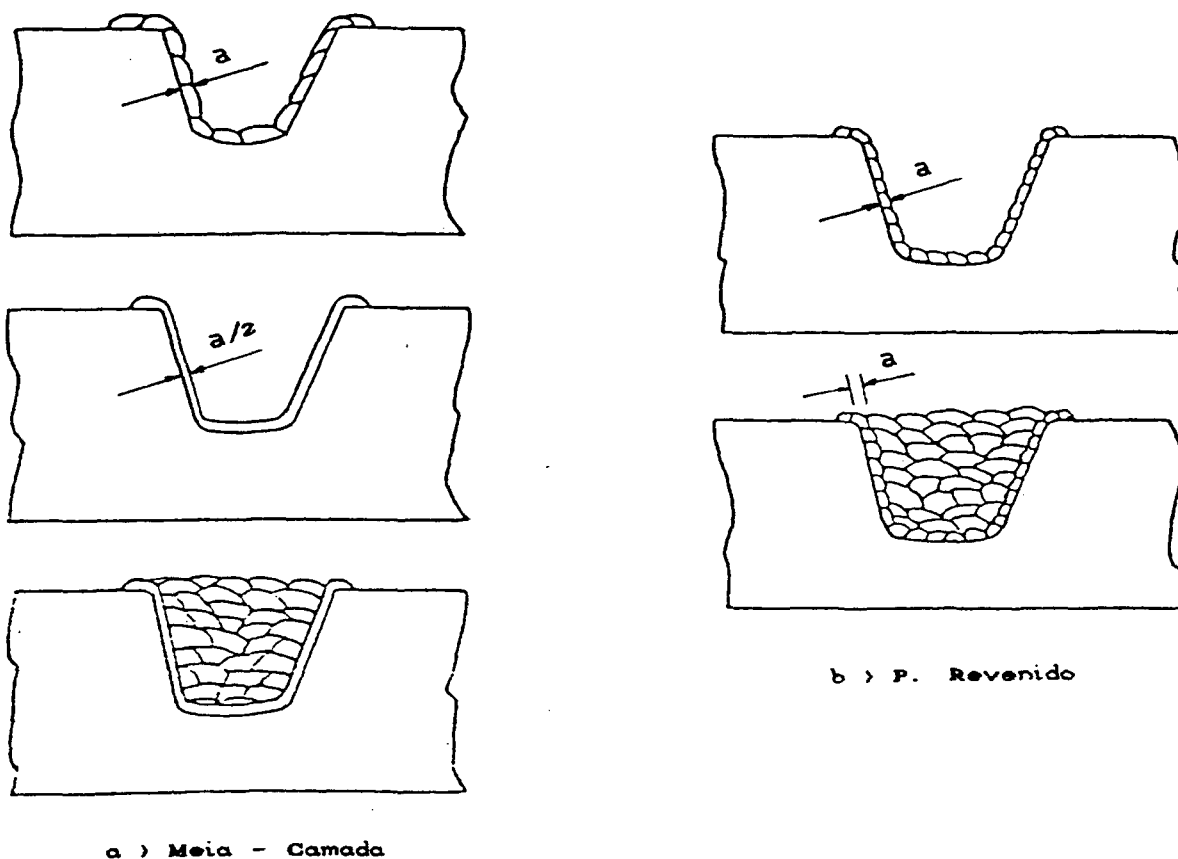


Fig. 15 - Procedimentos de Soldagem sem TTPS.

Na abordagem desse assunto, são ressaltados três aspectos principais :

1 ) qual o posicionamento correto do último cordão de solda ( Passe de Revenido ) [ 11,12,13 ].

2 ) qual a influência da tolerância no esmerilhamento da primeira camada de solda ( Meia-Camada ) [ 14, 15, 16 ].

3 ) qual a eficácia da solução alternativa, Técnica do Passe de Revenido.

Com relação à técnica do Passe de Revenido, várias proposições tem sido feitas quanto ao seu emprego. O Welding Institute [ 17 ], relata a necessidade de um controle cuidadoso do ângulo de ataque do eletrodo, sobreposição dos cordões de solda e relação definida de aportes térmicos entre a primeira e a segunda camadas, para valores em torno de 1.5. Além disso, para que ocorra a ação de revenido na ZTA dos cordões de solda do passe precedente, uma última camada deve ser depositada, por sobre toda a camada anterior, de modo que os cordões da extremidade fiquem distanciados cerca de 1.5 a 2.0 mm do "pé" do cordão de solda depositado sobre o metal base ( Fig. 16 ). Com estas distâncias, entretanto, as temperaturas alcançadas pela região de grãos grosseiros da primeira camada poderiam situar-se entre as isoterma  $Ac_3$  e  $Ac_1$  ( região GGIC ), podendo ocorrer um refinamento parcial dos grãos. A última camada poderá ser removida posteriormente por esmerilhamento.

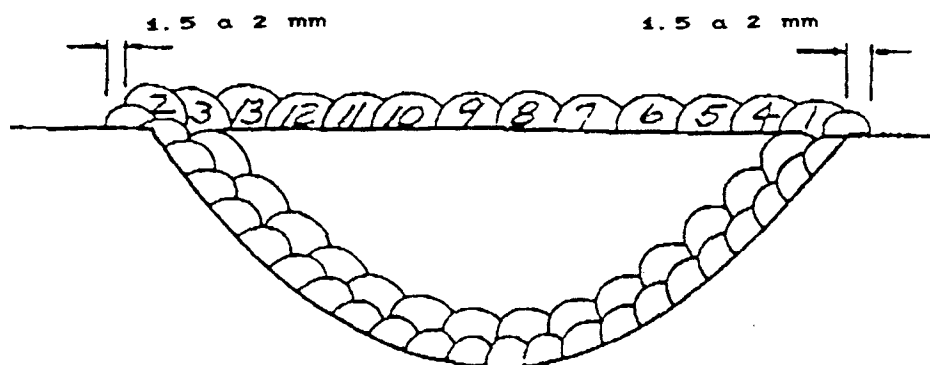


Fig. 16 - Técnica de Reparo do Passe de Revenido

P. J. Alberry [ 14, 15, 16 ] propõe a técnica alternativa com o depósito de 6 camadas sucessivas pelo processo TIG mecanizado. Neste caso, o depósito de camadas com pequenas espessuras ( aprox. 1.2 mm ) e baixo aporte térmico ( cerca de 900 J / mm ), permitem o controle da penetração da linha de fusão e isothermas de refino (  $1100^{\circ}\text{C} > T > A_{c3}$  ) da primeira e demais camadas, tendo melhores condições de proporcionar o refino e revenido das regiões endurecidas da ZTA da primeira camada. Este trabalho, porém, foi realizado somente na posição plana.

Em trabalho realizado por Christensen et al [ 18 ], é analisada a posição do depósito de um passe de revenido próximo à extremidade do cordão de solda da última camada depositada, com a finalidade de revenir a ZTA do cordão precedente ( Fig. 17 ). A distância entre este passe de revenido e o cordão precedente é proposta de tal maneira que a isoterma  $A_{c1}$  deste, fique somente tangenciando a linha de fusão do último cordão de solda. O material recristalizado pelo passe de revenido seria então o metal de solda, o qual não é propenso a desenvolver altos picos de dureza, enquanto que a ZTA remanescente do último cordão de solda seria revenida abaixo da temperatura da isoterma  $A_{c1}$  ( região GG SC ).

Neste procedimento, porém, é de grande importância o correto posicionamento do cordão de solda de Passe de Revenido na junta soldada, podendo ocorrer regiões em que este fique muito próximo do pé do último cordão, ocorrendo uma situação idêntica a proposta pelo Welding Institute.

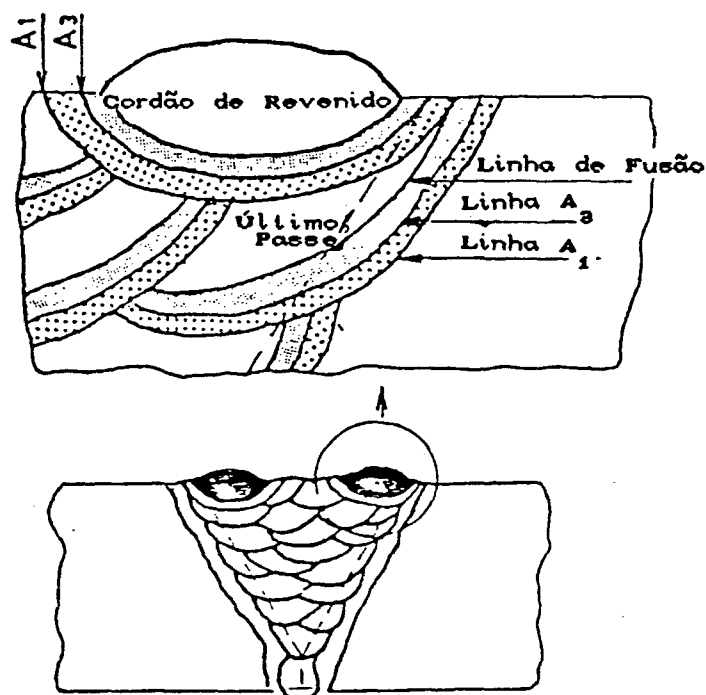


Fig. 17 - Cordão de Revenido [ 18 ].

#### 2.4.2 - ANÁLISE DA EXTENSÃO DO REFINAMENTO DA ZTA EM SOLDAGEM MULTIPASSES.

##### 2.4.2.1 - Conceitos de Sub- e Sobre-penetração.

A ação de refinamento produzida pelo depósito sucessivo de diversas camadas de solda é ilustrado na Fig. 18, onde pode ser verificado que a área de refino da ZTA do segundo passe continuamente penetra através da ZTA produzida pelo primeiro passe. A ação de refinamento é verificada na região da

ZTA onde as isothermas das temperaturas de pico estão na faixa entre  $Ac_3$  e aproximadamente  $1100^\circ \text{C}$ . Fora desses limites ocorrerá, ou a ação apenas de revenido ou re-têmpera ( ZTA GGG ), para temperaturas inferiores ou superiores, respectivamente. Os parâmetros de refinamento mais importantes são a média da altura do cordão de solda do primeiro passe, ( que vai determinar a penetração da ZTA do segundo passe através da ZTA do primeiro passe ) a profundidade da região de grãos grosseiros do primeiro passe, e a penetração da região de refino do segundo passe. Em ensaios realizados por Alberry [ 2, 15, 16 ], utilizando o processo TIG mecanizado, foi verificado que a região de grãos grosseiros da ZTA estende-se somente poucos décimos de milímetro a partir da linha de fusão, sendo a distância exata função do Aporte Térmico fornecido. Assim sendo, a profundidade da linha de fusão é tomada como uma aproximação conveniente da posição da região de grãos grosseiros da ZTA

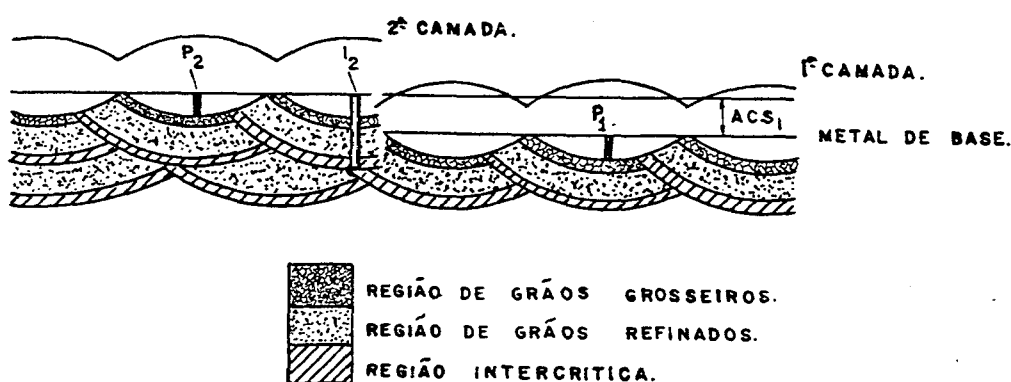


Fig. 18 - Esquema de uma Soldagem Multipasses.

P. J. Alberry demonstra também, que um completo refinamento da região de grãos grosseiros da ZTA do passe anterior será conseguida se :

$$P_2 < ( ACS_1 + P_1 ) < I_2 \dots\dots\dots ( 1 )$$

onde :

$P_1$  e  $P_2$  - penetração dos cordão de solda dos passes 1 e 2, respectivamente.

$ACS_1$  - altura do cordão de solda do passe 1.

$I_2$  - profundidade das isoterma de refino de grão do passe 2.

Se  $P_2 > ( ACS_1 + P_1 )$ , então a linha de fusão do segundo passe irá ter uma penetração passante à linha de fusão do primeiro passe, produzindo uma segunda ZTA não refinada, de acordo com as condições de soldagens impostas para a realização do segundo passe. Esta condição é denominada 'sobrepenetração' e ocorre quando :

$$P_2 - ( ACS_1 + P_1 ) > 0 \dots\dots\dots ( 2 )$$

Similarmente, se  $I_2 < ( ACS_1 + P_1 )$ , então as isoterma de refinamento do segundo passe estarão localizadas no metal de solda e a região de grãos grosseiros da ZTA do primeiro passe não é refinada. Esta condição é denominada 'subpenetração' e ocorre quando :

$$I_2 - ( ACS_1 + P_1 ) < 0 \dots\dots\dots ( 3 )$$

O refino da estrutura da região GG da ZTA é influenciada, também, pelo percentual de Sobreposição dos cordões de solda.

#### 2.4.2.2 - Efeito da Sobreposição dos Cordões de Solda e do Ângulo de Ataque do Eletrodo sobre o Grau de Refinamento.

A sobreposição dos cordões de solda é definida como:

$$\% \text{ sobreposição} = \frac{100 (a - b)}{a} \dots\dots\dots (4)$$

onde " a " e " b " são definidos conforme mostrado na Fig. 19.

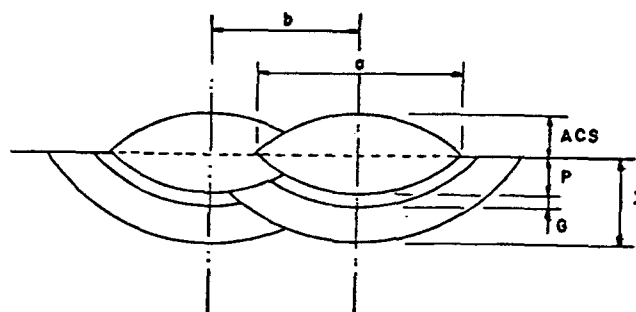


Fig. 19 - Sobreposição dos Cordões de Solda.

Em processos de soldagem que produzem cordões de forma regular com geometria fixa, o percentual de sobreposição proporciona uma definição do espaçamento entre esses cordões. Entretanto, se a forma característica do cordão difere para diferentes processos de soldagem, um percentual de sobreposição constante irá definir diferentes espaçamentos entre cordões.

O percentual de sobreposição deve, portanto, ser definido de modo a permitir cálculos do posicionamento da fonte

de calor do segundo passe. Estudo do Welding Institute [ 17 ] propõe que os cordões de solda para as tres primeiras camadas, sejam depositados de modo que o eletrodo fique direcionado para o " pé " do cordão de solda precedente, a fim de se obter uma sobreposição de 50 % ( Fig. 20 ).

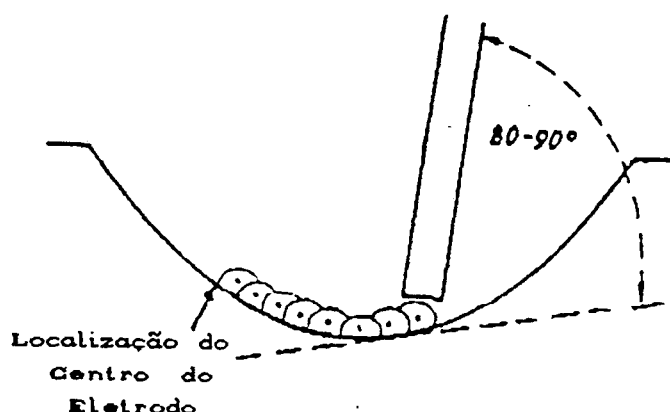


Fig. 20 - Direcionamento do Eletrodo na Soldagem

O percentual de sobreposição dos cordões de solda tem influência direta no grau de refino da ZTAGG dos cordões precedentes. Estas regiões seriam mais ou menos afetadas em função do percentual de sobreposição dos cordões, já que estas seriam refinadas, ainda quando do primeiro passe, pelos cordões subsequentes. Consequentemente, o grau de diluição do cordão de solda seria também proporcionalmente alterado, em função do grau de sobreposição dos cordões ( Fig. 21 ).



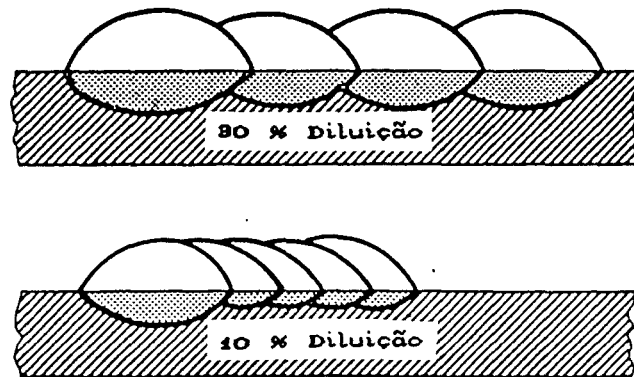


Fig. 21 - Influência da Sobreposição na Diluição da Solda.

O ângulo de ataque do eletrodo também é um fator que influencia no grau de refinamento e revenido da ZTA de cada passe. No exame dessa questão deve-se, porém, ter o cuidado de levar em conta o tipo de junta e a posição de soldagem. Segundo proposições do Welding Institute [ 17 ], o eletrodo deve ser posicionado de maneira a formar um ângulo entre 80 e 90 ° com a superfície a ser recuperada ( Fig. 22 ). Este procedimento, porém, está sendo discutido para a posição plana com soldagem do tipo Simples Depósito. Assim sendo, além do percentual de sobreposição de cerca de 50 % também proposto, tem-se que as isotermais de refino penetram através da ZTA grosseira dos cordões de solda precedentes causando um refinamento da região.

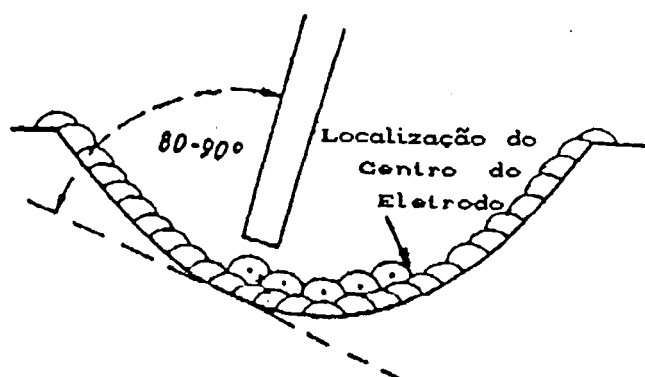


Fig. 22 - Ângulo de Ataque do Eletrodo [ 17 ]

Estudos, porém, realizados por R. E. Dolby [ 13 ], relacionam o ângulo de ataque do eletrodo com o percentual de sobreposição obtido na ZTA do cordão de solda para todas as posições de soldagem ( plana, horizontal, vertical e sobre-cabeça ) porém, para a soldagem de uma junta em " V ". Neste caso, para as posições de soldagem plana e sobre-cabeça, resultaria numa maior sobreposição dos cordões de solda e um pequeno ângulo de ataque, proporcionando um alto grau de refinamento da ZTA ( Fig. 23 a ). Por outro lado, para as posições horizontal e vertical, o ângulo de ataque seria relativamente grande e com uma menor sobreposição dos cordões de solda, resultando num baixo grau de refinamento da ZTA ( Fig. 23 b ).

A variação do ângulo de ataque, para este tipo de junta, resultaria em maiores ou menores sobreposições das ZTA's, sendo que quanto menor o ângulo de ataque maior sobreposição seria conseguida.

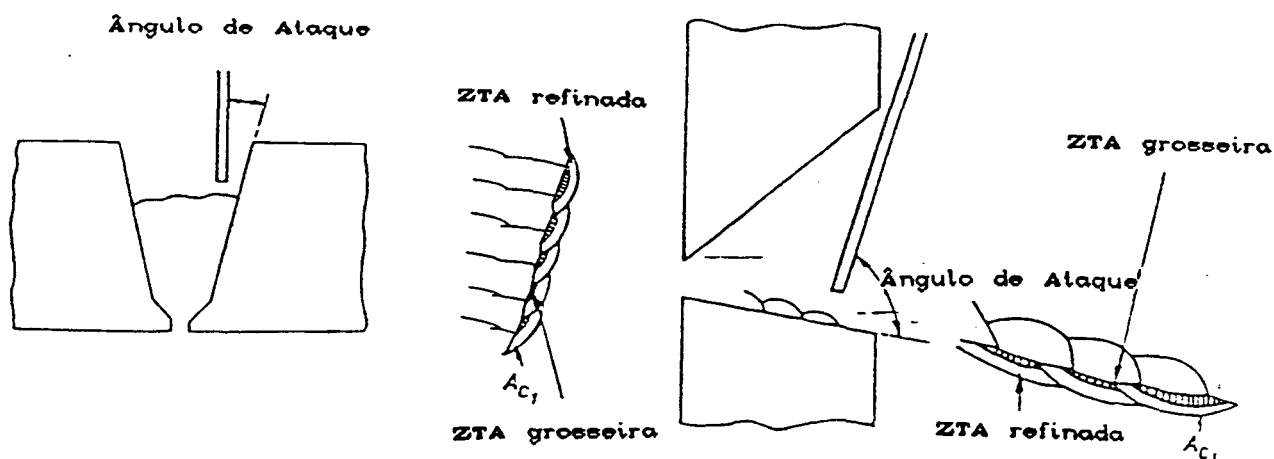
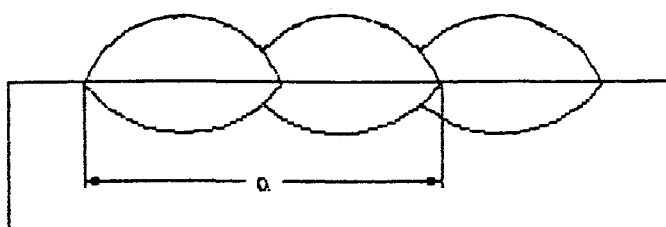


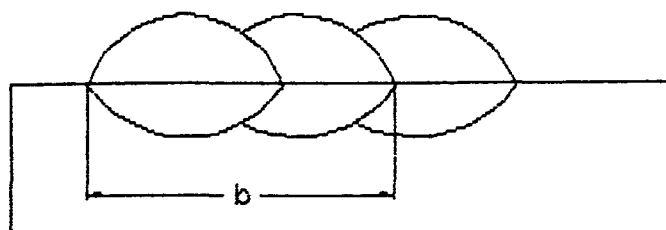
Fig. 23 - Ângulo de Ataque do Eletrodo [ 13 ]

P. J. Alberry [ 16 ] interpreta a sobreposição dos cordões de solda como sendo o percentual sobreposto nos cordões precedentes, conforme indicado na equação 4. Desta forma, para um alto grau de sobreposição tem-se uma minimização do comprimento das regiões GG das ZTA's dos cordões de solda ( Fig. 24 ).



a ) Pequena Sobreposição

a > b



b ) Alta Sobreposição

Fig. 24 - Sobreposição dos Cordões de Solda

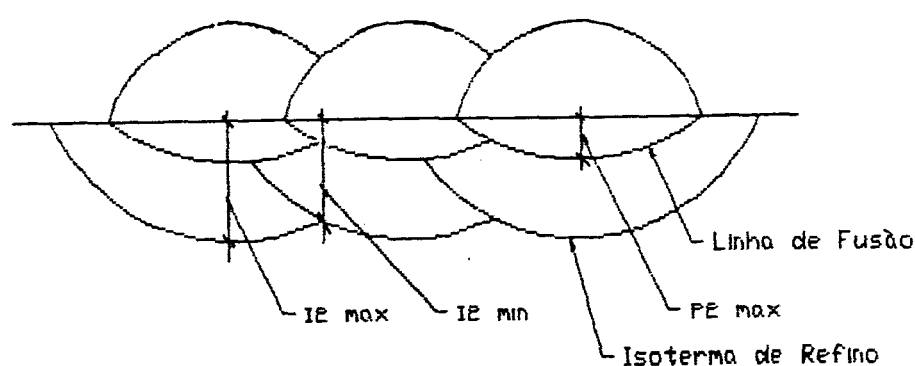
Um alto grau de refinamento pode então ser obtido pela sobreposição dos cordões sem o depósito de uma segunda camada de solda. Entretanto, se é desejado um grau de refinamento de 100 %, o depósito de uma segunda camada é essencial.

Segundo Allen [ 12 ], em modelos teóricos experimentados, foi observado que para a obtenção de um completo refinamento é necessário uma relação de aportes térmicos, entre o primeiro e o segundo passes, relativamente alto. O risco de ocorrer uma condição de sobrepenetração, não é considerado, por Allen, um problema relevante na prática. Então, a partir desses modelamentos, foi constatado que uma relação entre os aportes térmicos em torno de 2.5 é necessário para se assegurar um refinamento da ZTA GG dos cordões de solda da primeira camada pelos cordões da segunda camada.

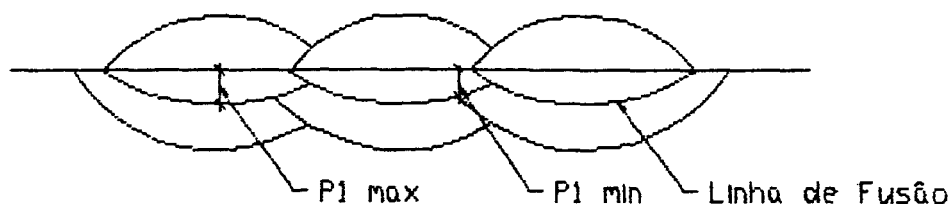
Existem, portanto, duas opções para o depósito de uma segunda camada de solda ; ( 1 ) uma segunda camada para refinamento, a qual traria um percentual de 100 % de refinamento utilizando uma relação de aportes térmicos de 2.5 ou mais e ( 2 ) uma segunda camada para revenido, a qual utilizaria uma relação de aportes térmicos relativamente baixa ( da ordem de 1.5 ).

### 2.4.2.3 - Probabilidade de Ocorrência de Regiões não Refinadas.

Devido à condição de transferência de calor imposta na soldagem, tem-se que as isothermas da ZTA de um cordão de solda são curvas, conforme mostrado na Fig. 19. Isto significa que existe um ponto máximo e um ponto mínimo para a profundidade da região de grãos grosseiros da ZTA do primeiro passe, para a profundidade da região de grãos grosseiros da ZTA do segundo passe e para a profundidade das isothermas de refinamento. A Fig. 25 mostra, esquematicamente, os pontos de máximos e mínimos.



a ) 2ª camada



b ) 1ª camada

Fig. 25 - Condições de Máximos e Mínimos

Desde que as larguras dos cordões de solda de dois passes são diferentes, não é possível se sobrepor exatamente todo cordão de solda do segundo passe sobre os cordões de solda do primeiro passe, havendo portanto uma mudança progressiva na posição relativa dos cordões de solda dos dois passes. Consequentemente, quando a região de grãos grosseiros da ZTA do segundo passe cai perto da profundidade máxima da região de grãos grosseiros da ZTA do primeiro passe, ocorrerá o refinamento. Entretanto, em alguma outra posição, a profundidade da região de grãos grosseiros da ZTA do segundo passe poderia ser suficiente para suplantar a profundidade mínima da região de grãos grosseiros da ZTA do primeiro passe, causando sobrepenetração. A Fig. 26 mostra, esquematicamente, uma região da ZTA primária sobrepenetrada pela ZTA grosseira dos cordões de solda da 2<sup>a</sup> camada.

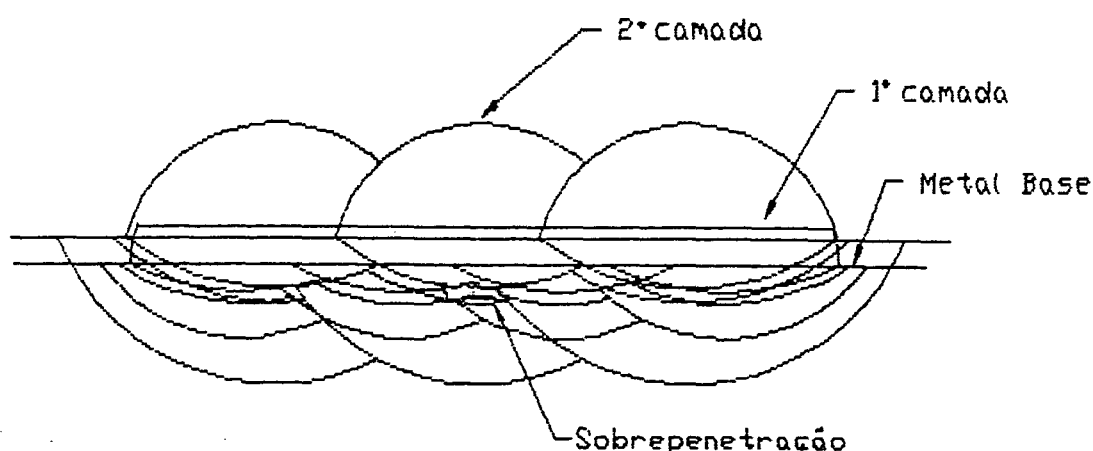


Fig. 26 - Sobrepenetração dos Cordões de Solda

Estudos mais detalhados sobre estas condições foram realizados por Alberry [ 19 ], com a interação de diferentes combinações de máximos e mínimos, como segue :

1 ) se a profundidade máxima da ZTA de grãos grosseiros do 1º passe é  $P_1^{\max}$ , então para :

$$\text{Sobrepenetração : } P_2^{\max} - ( ACS_1 + P_1^{\max} ) > 0. \dots ( 5 )$$

$$\text{Subpenetração : } I_2^{\max} - ( ACS_1 + P_1^{\max} ) < 0. \dots ( 6 )$$

2 ) se a profundidade mínima da ZTA de grãos grosseiros do 1º passe é  $P_1^{\min}$ , então para :

$$\text{Sobrepenetração : } P_2^{\max} - ( ACS_1 + P_1^{\min} ) > 0. \dots ( 7 )$$

$$\text{Subpenetração : } I_2^{\min} - ( ACS_1 + P_1^{\min} ) < 0. \dots ( 8 )$$

Consequentemente, as profundidades máximas e mínimas das ZTA's grosseiras têm diferentes probabilidades de serem totalmente refinadas, isto é, nem sobrepenetração nem subpenetração.

O problema é estimar a probabilidade de sobrepenetração e subpenetração para as profundidades máximas e mínimas das ZTA's grosseiras, visto que as penetrações dos cordões de solda e as profundidades das isotermas de refino são variáveis. A profundidade máxima da região de grãos grosseiros

das camadas 1 e 2 serão tomadas como sendo igual às profundidades de penetração de seus cordões. Para uma determinada altura do cordão de solda ( ACS ), assumindo um esmerilhamento ideal, a probabilidade de sobrepenetração pode ser calculada obtendo-se o quociente  $X/\sigma$  ( chamado "teste estatístico" ), onde  $X$  é a condição de sobrepenetração, expressa como  $\emptyset - ( P_2^{\max} - ( ACS_1 + P_1^{\max} ) )$  e  $\sigma$  é o seu desvio padrão. O desvio padrão da condição de sobrepenetração é calculado a partir dos desvios padrões individuais de  $P_1$ ,  $P_2$  e  $I_2$ .

A probabilidade do teste estatístico  $x/\sigma$  alcançar o valor crítico de sobrepenetração é obtido a partir de tabelas padrões de distribuição de  $t$  de Student. Neste caso, esta representa a probabilidade que a profundidade máxima da ZTA grosseira será sobrepenetrada. A probabilidade de subpenetração para a profundidade mínima é obtida de modo análogo. É evidente que a profundidade máxima da ZTA grosseira deve ser sobrepenetrada, subpenetrada ou totalmente refinada, isto é,  $Pr(\text{sobrepenetrção}) + Pr(\text{subpenetração}) + Pr(\text{total refino}) = 1$ .

A probabilidade de ocorrer um total refinamento para a profundidade mínima da ZTA grosseira é obtida da mesma maneira.

Em trabalho realizado por Alberry [ 19 ], foi previsto uma probabilidade de refino total da região GG do primeiro passe da ordem de 97 e 92 %, para as condições máximas e mínimas, respectivamente. Estes resultados foram obtidos para a técnica da Meia-Camada, com aportes térmicos da ordem de 700 e 970 J / mm para o depósito dos cordões de solda da primeira e demais camadas, respectivamente, e para um percentual de sobreposição dos cordões de solda de 50 %.



#### 2.4.3 - ANÁLISE DA AÇÃO DE REVENIDO DA ZTA EM SOLDAGEM MULTIPASSES.

A ação de revenido das ZTA's dos cordões de solda é verificada numa região onde as isothermas das temperaturas de pico dos ciclos térmicos experimentados, quando do depósito das camadas subsequentes, ficam abaixo da temperatura  $Ac_1$ .

A dureza na ZTA de soldagens multipasses é determinada pela combinação particular dos ciclos térmicos de soldagem experimentados a uma dada posição na ZTA da solda. As estruturas primárias podem ser progressivamente revenidas pela ação de vários ciclos térmicos com temperaturas de pico mais baixas.

Para constatar o efeito das temperaturas de pico dos ciclos térmicos sobre a estrutura primária da ZTA de um cordão de solda, P. J. Alberry [ 15 ], verificou como uma ZTA que foi submetida inicialmente um ciclo térmico de soldagem com temperatura de pico de  $1300^{\circ}C$ , é posteriormente afetada por vários ciclos térmicos com temperaturas de pico na faixa entre 20 e  $1300^{\circ}C$ , através de simulação de soldagem num aço SA 508 classe 2, ( Fig. 27 ). Nota-se que o primeiro ciclo térmico produz uma ZTA endurecida. Os seguintes ciclos térmicos com temperaturas de pico na faixa de 20 a  $800^{\circ}C$ , isto é, abaixo da temperatura  $Ac_1$ , que para o aço exemplificado ( SA 508 classe 2 ) é de  $808^{\circ}C$ , revinem a estrutura inicial proporcionando uma progressiva diminuição da dureza com a temperatura de pico.

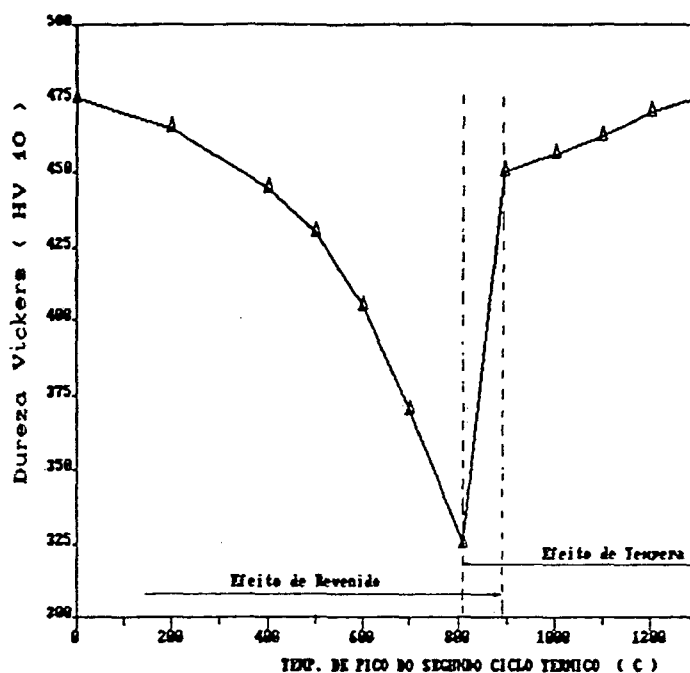


Fig. 27 - Efeito dos Ciclos Térmicos na Dureza da ZTA Primária do Aço SA 508 classe 2 [ 15 ].

Para o aço em questão, todas as temperaturas de pico dos ciclos térmicos acima de  $A_{c3}$  ( $> 892^{\circ}\text{C}$ ), a estrutura é totalmente retemperada.

Na faixa intermediária das temperaturas de pico, entre  $A_{c1}$  e  $A_{c3}$ , as mudanças da dureza são causadas pela combinação de revenido e têmpera.

Em trabalho similar, para determinar o alcance das regiões de têmpera e de revenido, Higuchi et al [ 20 ], determinaram as condições ideais para o reparo de aço para vasos de pressão ( $C \leq 0.27$ ,  $Mn = 0.70$ ,  $Cr = 0.30$ ,  $Mo = 0.50$ ) e eletrodos AWS E9016-G, fazendo testes preliminares de simples deposição no metal de base previamente temperado em água (chapas

de 65 mm ) e medindo nos perfis de dureza da ZTA, a extensão da zona temperada e da zona " macia ". O resultado do perfil de dureza da ZTA do cordão de solda é mostrado na Fig. 28.

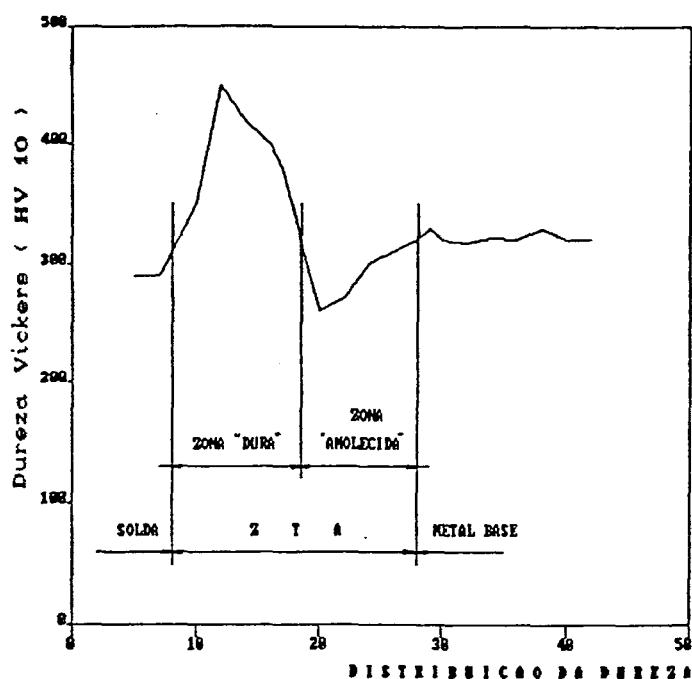


Fig.28 - Distribuição de Dureza na ZTA [ 20 ].

É esperado que a ZTA formada quando do depósito da 1ª camada de solda seja revenida pelo calor gerado pelo depósito da 2ª camada e camadas subsequentes. Desta maneira, é necessário fazer com que a zona amolecida da ZTA causada pelo depósito do 2º cordão de solda coincida com a zona endurecida da ZTA criada quando do depósito da 1ª camada de solda.

A Fig. 29, reproduzida dos ensaios realizados por Higuchi [ 20 ], mostram os resultados obtidos para as dimensões do metal de solda e regiões da ZTA em soldagens na posição plana, horizontal e vertical, para diferentes aportes térmicos. Neste

caso, se a quantidade de material removido da primeira camada for selecionada de maneira que a soldagem da segunda camada, realizada com eletrodo de 3.2 mm, atenda as condições anteriormente citadas, uma espessura residual entre 2.0 e 2.5 mm, ( 40 a 80 % da espessura original ) para a espessura dos cordões de solda da primeira camada, seria suficiente para proporcionar o revenimento da região endurecida da ZTA destes cordões, pelos passes subsequentes.

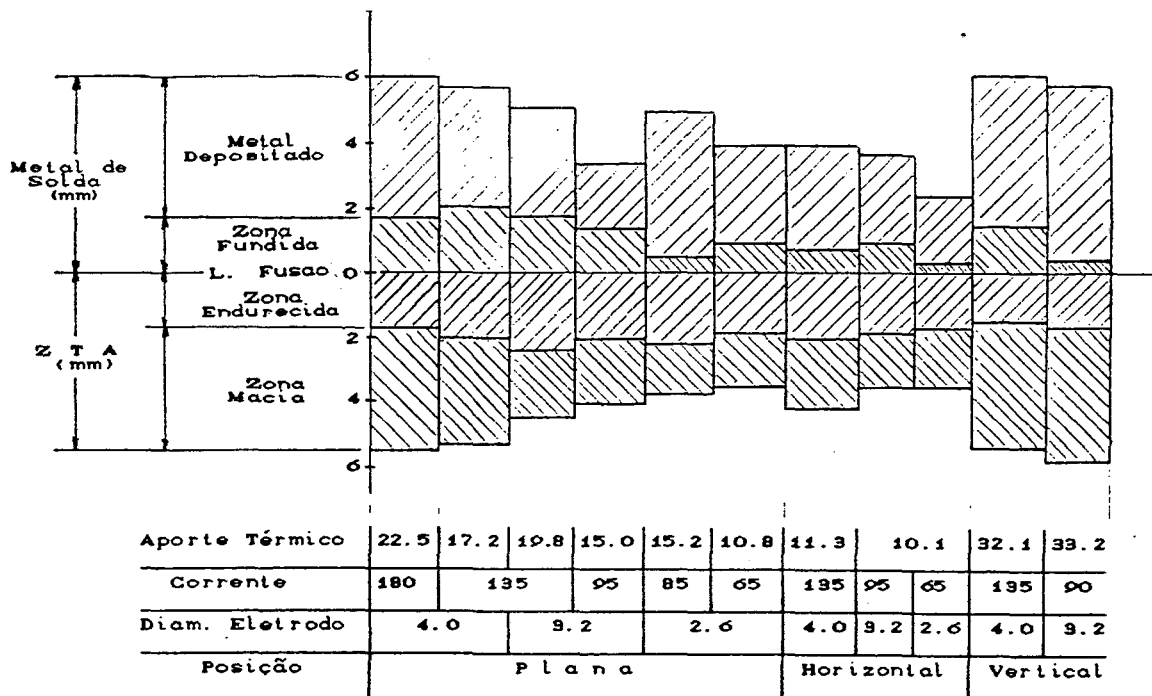


Fig. 29 - Dimensional de Soldagens [ 20 ].

Assim sendo, a quantidade de material a ser removida dos cordões de solda da 1ª camada não precisa ser necessariamente 50 % da altura destes, conforme menciona a

técnica da Meia-Camada, e sim, uma quantidade tal que proporcione uma espessura residual capaz de fazer coincidir as zonas duras e amolecidas, de duas camadas subsequentes. Nesta técnica, Higuchi não comenta o efeito do refino da região de grãos grosseiros da ZTA da 1<sup>a</sup> camada mas somente a ação de revenido da região endurecida pelo depósito da 2<sup>a</sup> camada. Tem-se com isso uma maior tolerância para o esmerilhamento dos cordões de solda da 1<sup>a</sup> camada, ficando a altura final destes dentro de uma faixa de maneira a não proporcionar o endurecimento da região amolecida da ZTA da 1<sup>a</sup> camada e que promova o revenimento da região endurecida desta ZTA, dependendo tão somente das condições de soldagem impostas ( Aporte Térmico ) para a 2<sup>a</sup> e demais camadas.

### III - MATERIAIS E MÉTODOS.

#### 3.1- CARACTERIZAÇÃO DO METAL DE BASE / METAL DE ADIÇÃO.

##### 3.1.1- METAL DE BASE.

Para obtenção das amostras soldadas, foram empregados os seguintes materiais :

- Chapa ASTM A 338 Gr. 5 - esp. 13 mm.
- Tubo ASTM A 335 P 5 -  $\phi$  254 mm sch 80.
- Tubo ASTM A 335 P 5 -  $\phi$  50 mm sch 80.

Na Tab. 05 é apresentada a composição química do material utilizado.

COMPOSIÇÃO QUÍMICA							
	C	Si	Mn	Cu	Ni	Cr	Mo
Chapa ASTM A - 338 Gr. 5	0.07	0.20	0.51	0.02	0.05	5.40	0.34
Tubo ASTM A - 335 P5 2"	0.10	0.40	0.74	0.05	0.07	4.50	0.46
Tubo ASTM A - 335 P5 10"	0.10	0.26	0.56	0.05	0.08	5.30	0.44

Tab. 05 - Composição Química dos Materiais Empregados.

##### 3.1.2 - METAL DE ADIÇÃO.

A Norma AWS A 5.4 ( ASTM A 298 ) intitulada "Corrosion - Resisting Steel Covered Welding Electrodes" [ 34 ], cobre a faixa de eletrodos cujo depósito contém mais de 4 % de Cromo e não excedendo 0.5 % de Níquel. Somente 2 tipos de revestimento foram normalizados para eletrodos de alta liga; (1) um revestimento aplicado para operação em corrente contínua polaridade inversa ( DC-RP ), e (2) um revestimento para operação com corrente alternada ( AC ) ou DC-RP, sendo ambos aplicados para soldagem em todas as posições. Todos os revestimentos empregados nos eletrodos de alta liga são do tipo de baixo

hidrogênio. Os revestimentos padronizados para todos os eletrodos são designados pelo sufixo -15 para o tipo óxido DC-RP e pelo sufixo -16 para o tipo AC-DC.

Os eletrodos usados neste trabalho ( E 502-15  $\phi$  3/32" e  $\phi$  1/8" ) tem como composição química máxima, segundo esta Norma, os seguintes valores :

C = 0,10 % ; Cr = 4,0/6,0 % ; Ni = 0,40 % ; Mo = 0,45/0,65 %  
Mn = 1.0 % ; Si = 0,9 %

Antes de sua utilização, os eletrodos foram secos em forno com uma temperatura de 300 ° C por um período de 2 horas. Após a secagem e antes que os eletrodos resfriassem estes eram colocados em uma estufa para sua armazenagem.

Para a realização da soldagem, os eletrodos eram retirados imediatamente antes do início dos trabalhos em quantidade tal que não permanecessem expostos ao ar por um período superior a 20 minutos.

Este procedimento segue a Norma ASME Seção XI - IWB 4331 [ 10 ].

### 3.2- TESTES DE SOLDAGEM.

Os ensaios foram realizados mediante o depósito de cordões de solda na posição plana. Tres tipos de corpos de prova foram usados neste trabalho :

#### ( 1 ) - Soldagem do Tipo Simples Depósito.

Neste procedimento, com o intuito de se simular as condições reais de reparo, os cordões de solda foram depositados em camadas sobre o metal de base ( chapa ou tubo ).

Foram depositadas 4 camadas superpostas com 5 cordões de solda cada. A Fig. 30 mostra, esquematicamente, o posicionamento dos cordões para as soldagens efetuadas.

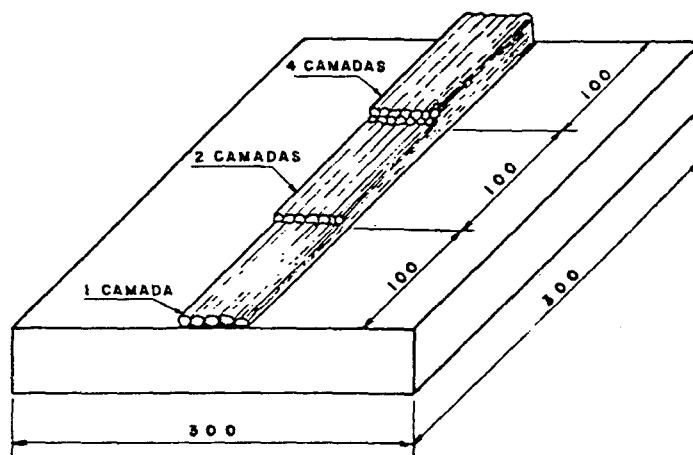


Fig. 30 - Soldagem do Tipo Simples Depósito.

Nas soldagens efetuadas, entre o início de uma camada e outra, houve uma defasagem de 100 mm, a fim de melhor ser observado o efeito térmico produzido pelos cordões de solda dos passes subsequentes nas zonas termicamente afetadas ( ZTA's ) dos cordões precedentes. Foram ensaiados corpos de prova tanto para a técnica da Meia-Camada como para o Passe de Revenido.



( 2 ) - Soldagem de Tôpo.

Nas soldagens de Tôpo foi realizado, primeiramente, uma camada de amanteigamento nos bordos do chanfro ( $\alpha = 70^\circ$ ), com eletrodos de  $\phi$  2.5 mm. O enchimento da junta foi realizado com eletrodos de  $\phi$  3.25 mm. As soldagens foram realizadas para as técnicas da Meia-Camada e Passe de Revenido, em chapas e tubos. A Fig. 31 mostra um esquema das soldagens efetuadas.

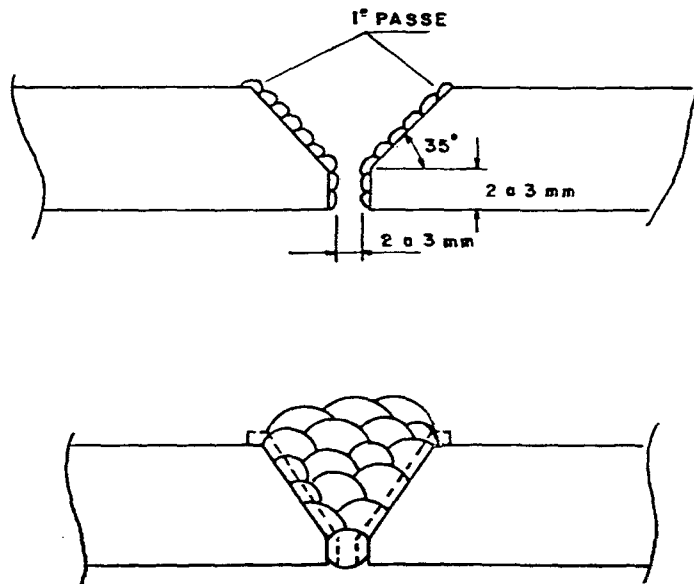


Fig. 31 - Soldagem de Tôpo.

( 3 ) - Soldagem de Ângulo ( Filete ).

Para as soldagens de Ângulo somente foi empregada a técnica do Passe de Revenido, devido a impossibilidade de remoção de 50 % da altura dos cordões de solda do primeiro passe, neste tipo de montagem.

Foram realizadas soldagens para os seguintes tipos de montagens :

- Chapa x Chapa.
- Chapa x Tubo.
- Tubo x Tubo.
- Tubo x Chapa.

A Fig. 32 mostra um esquema do tipo de Solda de Ângulo.

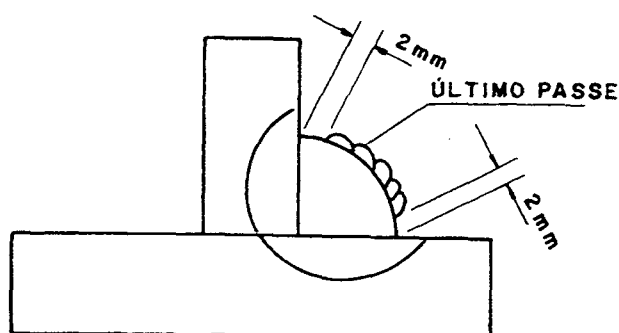


Fig. 32 - Soldagem de Ângulo.

### 3.3 - PARÂMETROS DE SOLDAGEM.

Os trabalhos foram efetuados segundo as condições de soldagem apresentadas abaixo :

- Temp. de Pré - Aquecimento : 250 °C.
- Temp. de Inter - Passes : < 300 °C.
- Aporte Térmico Bruto

1º passe :  $16 \pm 1$  kJ / cm.

Demais passes :  $20 \pm 1$  kJ / cm.

As soldagens foram efetuadas em CC<sup>+</sup>, polaridade inversa.

### 3.4 - ANÁLISE METALOGRÁFICA.

No presente trabalho são apresentadas macrografias das soldas efetuadas e as micrografias das regiões superaquecida e refinada da ZTA para os diferentes tipos de soldagens e camadas depositadas.

As micrografias foram observadas em um microscópio ótico JENA - NEOPHOT 30, após ataque com reativo Nital a 5 %.

### 3.5 - DIMENSIONAMENTO DA ZTA DOS CORDÕES DE SOLDA.

As ZTA's dos cordões de solda foram observadas em um microscópio e suas dimensões foram obtidas por meio de um Vernier acoplado à mesa do microscópio.

### 3.6 - PREPARAÇÃO DE AMOSTRA PARA DETERMINAÇÃO DO PERFIL DE DUREZA NA ZTA..

O material utilizado para a avaliação da extensão das regiões da ZTA foi o aço ASTM A 387 Gr. 5, com 13 mm de espessura. Foi utilizado uma peça com tamanho inicial de 100 x 200 mm a fim de permitir uma melhor dissipação da temperatura quando do aquecimento.

A peça foi então aquecida, por meio de chama oxi-acetilênica, até ficar ao rubro, por um período de aproximadamente 15 min., e em seguida resfriada em água. A dureza final alcançada ficou em torno de 280 Hv 10.

### 3.7- MEDIÇÃO DOS CICLOS TÉRMICOS DE SOLDAGEM - TERMOPARES.

#### 3.7.1 - SISTEMA DE AQUISIÇÃO DE DADOS.

Para a leitura dos ciclos térmicos de soldagem ocorridos neste trabalho, foi desenvolvido pelo LABSOLDA [ 21 ], um sistema de aquisição de dados computadorizado, o qual, através dos sinais enviados pelos termopares, fornece, além da curva de temperatura experimentada, a temperatura máxima atingida e o intervalo de tempo para resfriamento entre  $800 - 500^{\circ}\text{C}$  ( $\Delta t_{800-500}$ ). A Fig. 33 mostra um esquema simplificado do sistema.

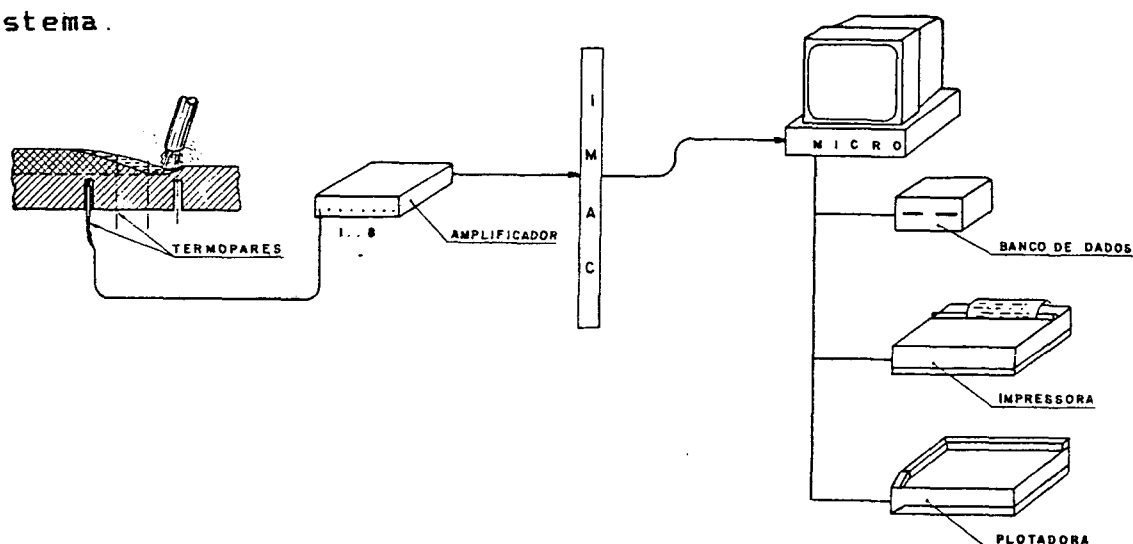


Fig. 33 - Esquema do Sistema de Aquisição de Dados.

Neste sistema, a força eletromotriz gerada pelos termopares é amplificada e enviada para a IMAC ( Interface Modular de Aquisição e Controle ) onde é convertida, a uma taxa específica, para palavras em código digital e estas, então, posteriormente armazenadas em uma região da memória do computador. Estas unidades são categorizadas como conversores analógicos/digitais ( conversor A/D ). Devido a taxa na qual os dados são adquiridos e ao formato inteiro dos mesmos, descontinuidades são inerentes ao tipo de registro, isto é, os

números variam na forma de degraus. Os registros analógicos, pela sua natureza, são capazes de uma variação contínua. Para qualquer medida numérica registrada por um registrador analógico existe um elemento de incerteza, mesmo que o sistema seja ideal. Um conversor A/D produz um número binário que representa a magnitude de um sinal analógico. Valores analógicos que caem dentro da faixa de incerteza são representados por um mesmo número, caracterizando a forma de degrau representativa dos valores adquiridos.

O conversor A/D empregado neste trabalho ( IMAC ), utiliza um processador de 8 bit, sendo escolhida uma faixa de trabalho entre 0 e 1400 ° C para a medida do ciclo térmico na ZTA da solda, apresentando as seguintes características :

- resolução : 5.4 ° C.
- velocidade de leitura : Min : 6 ms.  
Max : 120 ms.
- tempo total de aquisição : Min : 38 s.  
Max : 6000 s.

Uma das grandes vantagens deste sistema de aquisição e tratamento de dados é a possibilidade de armazenar um número de registros simultâneos de ciclos térmicos em arquivo, para análises futuras. Além disso, existe também a possibilidade da observação imediata do ciclo térmico experimentado.

A aferição do sistema de aquisição de dados foi feita aplicando-se uma tensão ( CC ) nos canais de entrada do amplificador, de forma a simular o sinal de um termopar a uma temperatura definida. Através da comparação entre o valor da tensão (  $\mu V$  ) lida diretamente na saída desta fonte, convertida para valores de temperatura por intermédio da tabela

característica do termopar, e da temperatura obtida diretamente da tela do computador, verificou-se que a leitura obtida na tela apresentava um valor cerca de 5 % superior ao valor de entrada do sistema.

Embora o sistema operasse satisfatoriamente durante os testes de calibração, um comportamento insatisfatório, com elevada distorção do sinal e muito ruído foi observado durante a soldagem. Após uma análise do problema, concluiu-se que o mesmo estava ligado à passagem da corrente de soldagem pela peça a qual, gerava nos termopares, tensões da ordem do sinal de interesse. Com algumas modificações no aterramento do sistema este problema foi solucionado.

### 3.7.2 - TERMOPARES.

Para a medição dos ciclos térmicos experimentados pelos depósitos de solda foram utilizados termopares tipo K ( Cromel-Alumel ) de 0,2 mm de diâmetro. Embora alguns problemas tenham sido verificados quando da utilização desses diâmetros, devido a sua ruptura quando em temperaturas mais elevadas, estes apresentam baixa inércia térmica e sua resistência mecânica é boa [ 22 ].

A potência termoelétrica do par é aproximadamente constante, cerca de  $40 \mu\text{V}/^{\circ}\text{C}$  entre 200 e  $1000^{\circ}\text{C}$ , caindo abaixo de  $35 \mu\text{V}/^{\circ}\text{C}$  a temperaturas maiores [ 22 ].

A utilização desses termopares em temperaturas elevadas é permitido para intervalos de tempo limitado, como no caso de soldagem, em que as altas temperaturas são mantidas por tempos muito curtos.

Comercialmente esses termopares apresentam um erro de  $\pm 2,2^{\circ}\text{C}$  na faixa de  $0$  a  $280^{\circ}\text{C}$  e  $\pm 0,75\%$  entre  $280$  e  $1250^{\circ}\text{C}$  [ 22 ] .

O levantamento dos ciclos térmicos foi efetuado soldando-se os termopares no fundo de furos de  $2\text{ mm}$  de diâmetro por meio de descarga capacitiva [ 23 ], localizados imediatamente abaixo do cordão de solda, ou inserido-se a junta quente do par termoelétrico imediatamente após o arco voltaico.

A região dos termopares que fica dentro dos furos foi isolada elétrica e termicamente por meio de missangas de cerâmica e o resto dos fios do termopar isolado com capas plásticas, a fim de se evitar a formação acidental de uma junção pelo contato de dois fios em pontos diferentes do desejado.

É relatada, porém, por vários pesquisadores [ 15, 26, 35 ], a dificuldade em se obter resultados repetitivos através de leituras por termopares, por várias razões : a localização do termopar na posição desejada da ZTA é feita por tentativas, sujeita a erros e somente após se seccionar e polir a seção que a posição verdadeira é determinada ; o termopar tem uma capacidade térmica finita e é de composição diferente do metal base, criando, portanto, um distúrbio térmico na região a ser medida ; o tamanho finito da junta quente do par termoelétrico significa que o resultado é, em média, obtido a uma distância de cerca de  $0,5$  a  $1\text{ mm}$  além daquela relatada a um particular ponto da ZTA.

Também devido ao processo de soldagem manual utilizado, tem-se que a penetração da poça de fusão comparada com a estreita região da ZTA, onde devem ser localizados os termopares, muda muito de um ponto para outro do cordão. Por esta razão, algumas junções atingiram temperaturas menores que  $900^{\circ}\text{C}$ , enquanto que em outras, houve a fusão do termopar, ocasionando o rompimento deste. As leituras em que as temperaturas máximas ficaram abaixo de  $900^{\circ}\text{C}$  foram abandonadas sendo aproveitadas aquelas com temperaturas de pico acima de  $900^{\circ}\text{C}$ . Segundo estudos do Welding Institute [ 24 ], o tempo de resfriamento entre  $800 - 900^{\circ}\text{C}$  é o mesmo em qualquer ponto da ZTA desde que ultrapasse, durante a soldagem,  $900^{\circ}\text{C}$ .

Pelo exposto acima, pode ser considerado que as incertezas devido a erros de calibração são pequenas, comparadas com aquelas surgidas quanto a posição assumida pela junta quente do termopar na ZTA. Quanto a imersão do termopar diretamente na poça de fusão, o ataque combinado da poça líquida e escória frequentemente dissolve a junta quente deste, e a posição final só poderá ser determinada metalograficamente. Além disso, em adição às violentas flutuações causadas pela exposição intermitente da junta quente ao arco voltaico, a rápida deterioração desta, seguido pelo restabelecimento instantâneo do circuito do par termoelétrico através do metal líquido pode, as vezes, causar flutuações no sinal lido [ 25 ]. A Fig. 34 mostra uma curva obtida com a imersão do termopar na poça fundida, com a ocorrência de alguma flutuação no sinal lido na temperatura de pico.



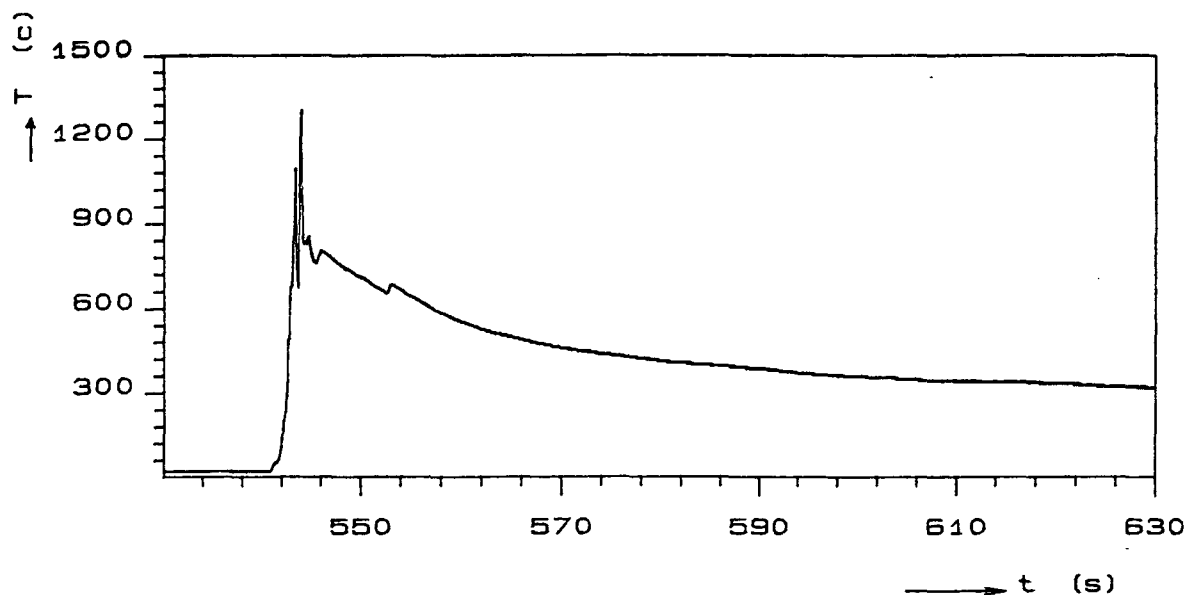


Fig. 34 - Ciclo Térmico c/ Imersão do Termopar na Poça Líquida

Os valores absolutos para as temperaturas de pico alcançadas são, entretanto, para o fim a que se destina este trabalho, apenas informativas, sendo aceitáveis os ciclos térmicos com temperaturas de pico superiores a temperatura de 900 ° C. Nestas condições, o tempo de resfriamento entre 800 - 500 ° C ( $\Delta t_{800/500}$ ), o qual irá influenciar nas propriedades mecânicas da junta soldada, fornecerá valores aceitáveis para a sua utilização nos algoritmos propostos posteriormente.

### 3.7.3- PREVISÃO DAS TEMPERATURAS NA ZTA.

O ciclo térmico de soldagem representa um tratamento térmico inteiramente diferente das operações que envolvem a manufatura de um aço. Isto se manifesta não somente pelos rápidos aquecimento e resfriamento, mas também pela obtenção de diferentes picos de elevada temperatura na zona fundida e termicamente afetada, pela rápida solidificação e ainda pela curta duração na temperatura da região austenítica.

O ciclo térmico depende do processo de soldagem, do calor fornecido e das dimensões das peças a soldar. A velocidade de resfriamento é controlada pelos parâmetros do processo de soldagem, tais como, Tensão, Corrente e Velocidade de Soldagem, os quais são expressos em termos de quantidade de energia aportada ( $E = I.V.V_s^{-1}$ ). Também influem outros fatores como a espessura da peça e em menor extensão as características da escória e a geometria do cordão.

Mudanças nos fatores acima citados resultarão numa mudança da velocidade de resfriamento da ZTA e da zona fundida.

Os aspectos mais importantes a serem observados nos ciclos térmicos são :

- a ) Temperatura de Pico atingida.
- b ) Tempo de permanência à elevadas temperaturas.
- c ) Velocidade de Resfriamento ( $\Delta t_{800/500}$ ).

Diversos tratamentos analíticos e experimentais foram realizados para se estimar as velocidades e taxas de resfriamentos em determinadas faixas de temperatura para vários processos de soldagem, os quais tem se mostrado bastante úteis na previsão das propriedades das juntas soldadas.

Afim de se obter uma previsão da temperatura de pico atingida em um determinado ponto da ZTA assim como a largura desta, as equações propostas por Adams [ 26 ], que consideram a distribuição da temperatura máxima na ZTA, as taxas de resfriamento e as taxas de solidificação, dão um resultado bastante aproximado dos obtidos nas soldagens.

Para a previsão da velocidade de resfriamento ( $\Delta t_{800-500}$ ) foram desenvolvidas várias equações ou ábacos para facilitar estes cálculos. A região da ZTA enfocada para a determinação desses tempos de resfriamento foi a região de grãos grosseiros ( região superaquecida da ZTA ), visto ser esta a mais crítica, especialmente sob o enfoque da deterioração da tenacidade.

Neste trabalho, a determinação teórica de  $\Delta t_{800-500}$  foi feita através do ábaco publicado pelo IRSID [ 27 ], onde as variáveis do processo de soldagem são plotadas em função da velocidade de resfriamento, conforme mostrado na Fig. 35.

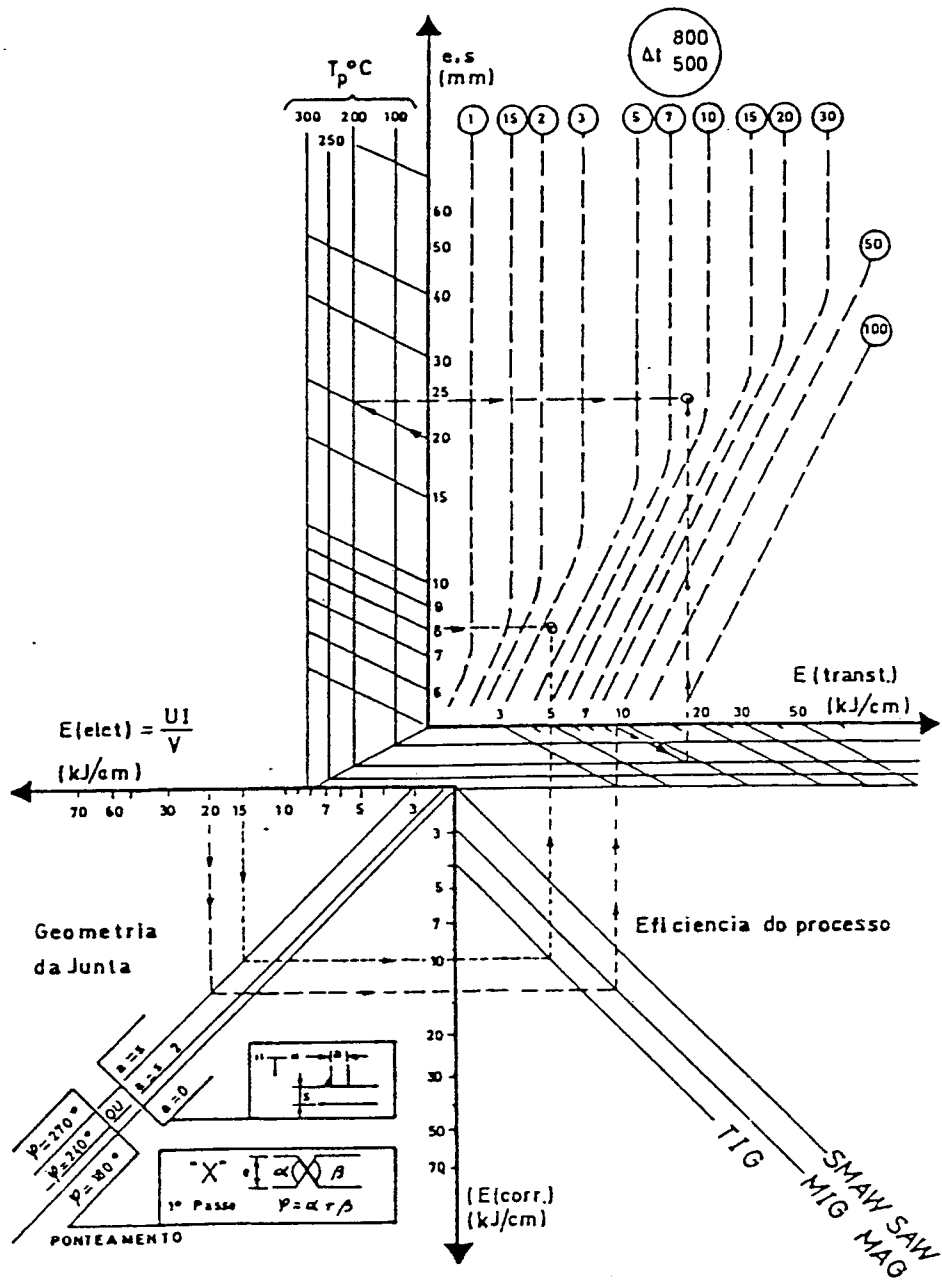


Fig. 35 - Diagrama de IRSID.

### 3.8 - MEDIÇÕES DE DUREZA NA ZTA.

Medidas de dureza Vickers foram realizadas em todos os corpos de prova ensaiados. Os cordões de solda foram isolados mediante cortes com serra mecânica usando refrigeração e, posteriormente, para a obtenção de corpos de prova foram seccionados transversalmente usando disco abrasivo ( cut-off ) com refrigeração, para evitar qualquer aumento de temperatura que acarretasse mudanças na microestrutura e propriedades mecânicas do aço, na face cortada. Os corpos de prova para dureza foram então polidos e atacados com solução de Nital a 5 % durante 15 a 20 s.

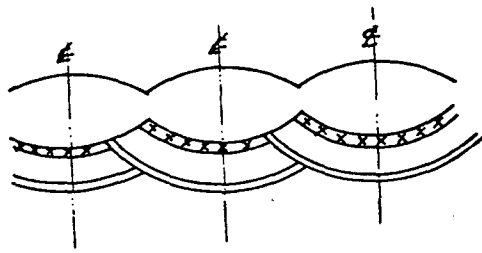
Para a obtenção do valor de dureza na ZTA dos cordões de solda, existem na literatura vários métodos propostos [ 27, 28, 29, 30 ]. Para as medições de dureza efetuadas neste trabalho, foi utilizado um método alternativo, afim de se obter uma maior confiabilidade dos valores lidos com maior representatividade dos efeitos produzidos pelos cordões de solda subsequentes sobre a ZTA primária observada. Os pontos de medição das durezas foram localizados como descrito abaixo :

- As medições foram feitas em uma máquina Heckert, usando-se uma carga de 10 kgf durante aproximadamente 15 s. Com este procedimento obtem-se uma "média" do valor de dureza da região abrangida pela impressão, diminuindo assim a possibilidade de se obter valores afetados por heterogeneidades localizadas. - Para se obter o valor da dureza máxima na ZTA, superaquecida dos cordões de solda da primeira camada, as medições foram efetuadas ao redor da linha de fusão destes cordões, mantendo-se uma distância entre cada ponto de medida de aproximadamente 1 mm. Foi verificado que as diagonais da impressão de dureza, nos aços

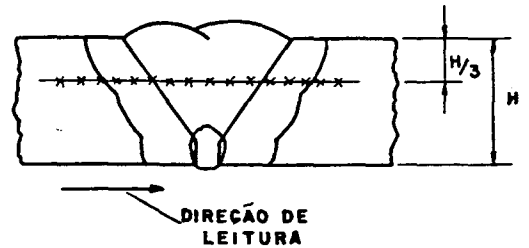
ensaiados, tinham valores entre 0.2 e 0.3 mm, ficando dentro dos valores recomendados pela norma ASTM EP2 [ 31 ], que determina que a distância entre o centro das impressões seja de pelo menos 3 vezes a diagonal da impressão, ou seja, no presente caso, de 0.6 a 0.9 mm. O valor de dureza máxima na ZTA superaquecida dos cordões de solda da primeira camada foi obtido entre os pontos de leitura efetuados. A Fig. 36 a, mostra os pontos de leitura.

- Para se obter o perfil de dureza após o depósito das sucessivas camadas de solda, foi proposto que para as soldagens do tipo simples depósito e de ângulo, fosse feita uma total varredura da região abrangendo a ZTA superaquecida da primeira camada com pontos de medição partindo-se do Metal de Base em direção à ZTA dos cordões de solda, a partir dos dois extremos desta ZTA. Com este procedimento consegue-se uma melhor visualização do comportamento da dureza resultante dos passes subsequentes sobre a ZTA primária em toda a região soldada. As Fig. 36 b e d mostram a localização dos pontos considerados.

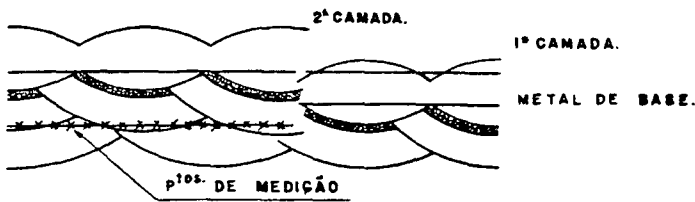
- O perfil de dureza para as soldagens do tipo de tampo, foi obtido admitindo-se os pontos de medição localizados a 1/3 da superfície do metal de base e, fazendo-se medições através da estrutura soldada, a partir do metal de base nas duas extremidades. Com este procedimento teremos o perfil de dureza resultante do último passe de solda, que é o de interesse neste tipo de junta, visto que medições nas regiões inferiores da junta sofreriam a influência de sucessivos revenidos, ocasionados pelo calor gerado pelos cordões subsequentes. A Fig. 36 c mostra a localização dos pontos de medição.



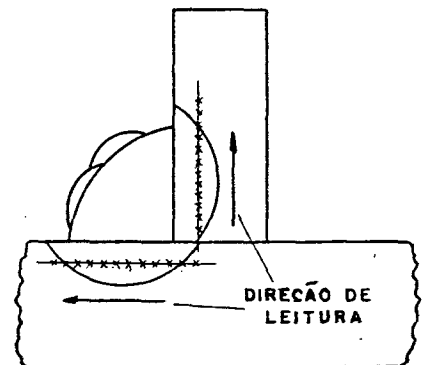
a ) Dureza Máxima na ZTA ( 1 cordão )



c ) Solda de Tôpo



b ) Após 2 e 4 cordões



d ) Solda de Ângulo

Fig. 36 - Pontos de Medição de Dureza.

### 3.9 - PREVISÃO DE DUREZA MÁXIMA NA ZTA.

Vários algoritmos foram propostos para a previsão da dureza máxima na ZTA, para um dado material e condição de soldagem. Em recente trabalho de mestrado [ 30 ], foi feita uma revisão crítica dos modelos propostos na literatura para a previsão da dureza máxima na ZTA e verificou-se que as equações propostas por YURIIOKA [ 32 ], que se aplicam tanto para aços com altos teores de Carbono e elementos de liga como para aços de baixa liga, chegaram mais perto dos resultados práticos conseguidos.

Segundo YURIOKA, a dureza máxima prevista na ZTA, para aços de alta liga, pode ser estimada pela seguinte equação :

$$HV_{max} = 220 + 442 C ( 1 - 0,3 C^2 ) + 65 \tanh ( Y ) + + \{ 68 + 402 C ( 1 - 0,3 C^2 ) \} - 59 \tanh ( Y ) * \arctan ( X ) \quad \dots ( 9 )$$

onde,

$$X = ( \log(\Delta t_{8/5}) - 2.3 CE_I - 1.35 CE_{III} + 0.882 ) / ( 1.15 CE_I - 0.673 CE_{III} - 0.601 ) \quad \dots ( 10 )$$

$$Y = 2.65 CE_{II} - 0.69 \quad \dots ( 11 )$$

$CE_I$ ,  $CE_{II}$ , e  $CE_{III}$  contém o efeito de 10 elementos de liga e um Carbono Efetivo, para expressar o efeito do Carbono sobre a temperabilidade do aço quando  $C > 0,3 \%$ .

A Fig. 37 mostra um exemplo típico do tipo de correlação que existe entre o tempo de resfriamento entre  $800 - 500^\circ C$  ( $\Delta t_{800/500}$ ) na zona termicamente afetada ( ZTA ) e a dureza. O ponto A corresponde ao tempo de resfriamento máximo para que possa resultar uma estrutura completamente martensítica ( $T_m$ ). O ponto B, corresponde ao tempo de resfriamento mínimo que resulta em uma estrutura isenta de martensita ( $T_b$ ).



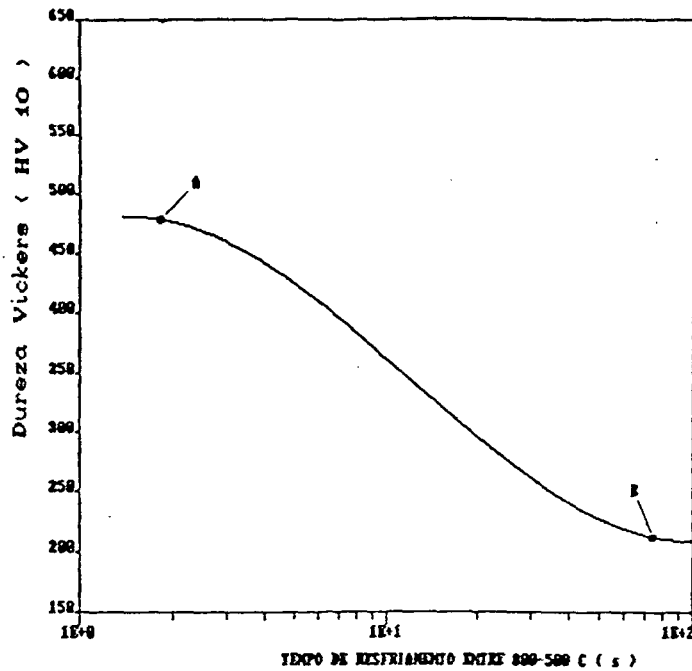


Fig. 37 - Correlação entre Tempo de Resfriamento e Dureza.

A forma característica da curva mostrada na Fig. 37, pode ser compreendida pela consideração do efeito do tempo de resfriamento sobre a quantidade de martensita na ZTA. Aumentando o tempo de resfriamento do ponto A para o ponto B, diminui marcadamente a dureza já que a quantidade de martensita, que é a mais dura estrutura na ZTA, é reduzida. Diminuindo o tempo de resfriamento abaixo de  $T_m$  ou aumentando-o acima de  $T_b$ , causará somente uma pequena alteração na dureza já que a quantidade de martensita na ZTA não é afetada.

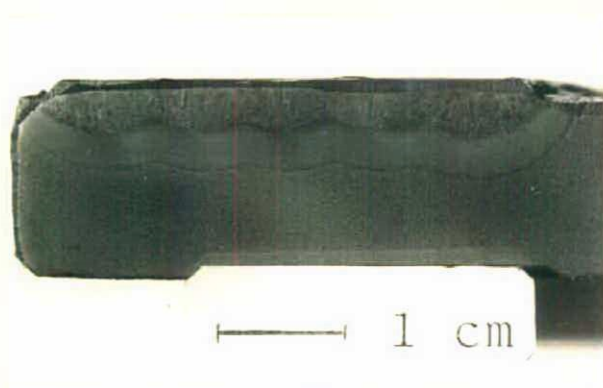
Com valores de  $\Delta t_{800/500}$  obtidos do nomograma da IRSID e a composição química do material, tem-se, portanto, uma previsão da dureza máxima obtida na ZTA.

#### IV - RESULTADOS E DISCUSSÃO.

##### 4.1 - SIMULAÇÃO DE REPARO COM 4 CAMADAS DE SOLDA PELAS TÉCNICAS DA " MEIA-CAMADA " E " PASSE DE REVENIDO ".

###### 4.1.1 - MACROESTRUTURA DAS CAMADAS DEPOSITADAS POR SOLDAGEM MANUAL COM ELETRODO REVESTIDO.

As macroestruturas dos cordões em uma soldagem do tipo simples depósito são mostradas nas Fig's. 38 e 39, para as técnicas da Meia - Camada e Passe de Revenido, respectivamente.



a ) 1 camada  
( esmerilhada )



b ) 2 camadas

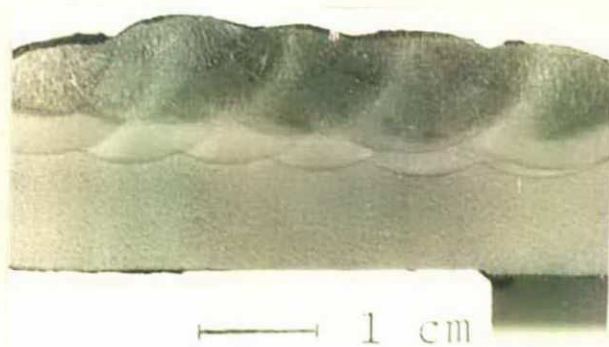


c ) 4 camadas

Fig. 38 - Soldagem do Tipo Simples Depósito.  
Técnica da Meia - Camada.



a ) 1 camada



b ) 2 camadas



c ) 4 camadas

Fig. 39 - Soldagem do Tipo Simples Depósito.  
Técnica do Passe de Revenido.

Pode ser verificado que com o esmerilhamento de 50 % da espessura dos cordões de solda da 1ª camada, Fig. 38 a, haverá uma melhor condição para a penetração das isoterma de refino dos passes subsequentes sobre a ZTA da 1ª camada, para a técnica da Meia-Camada, Fig's. 38 b-c, em contraste com os mesmos depósitos realizados para a técnica do Passe de Revenido, Fig.'s 39 b-c.

Para se ter uma melhor visualização desta condição de soldagem, uma reprodução da sobreposição dos cordões de solda da 2ª camada sobre a 1ª, para ambas as técnicas, é mais detalhada e mostrada nas Fig.'s 40 a-b.

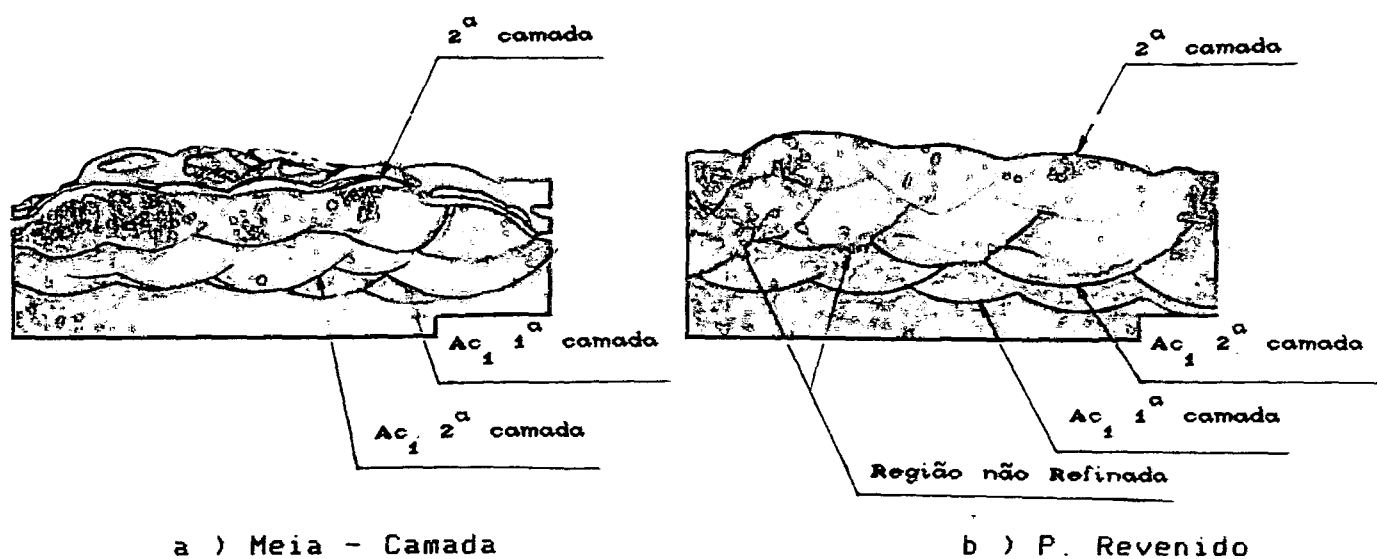
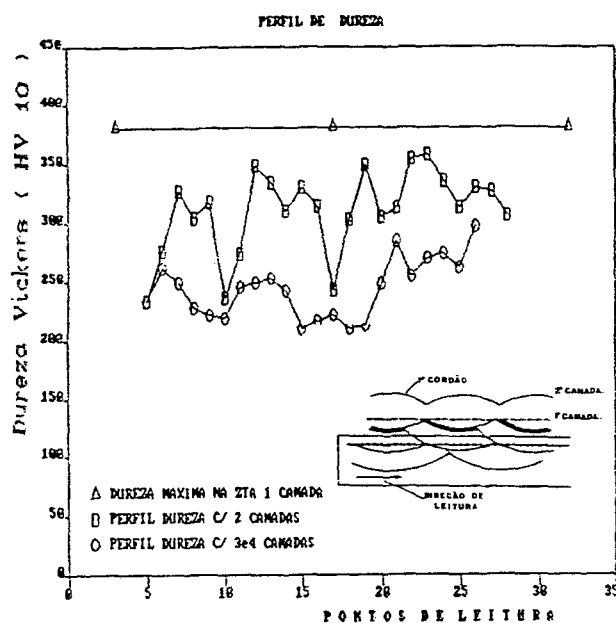


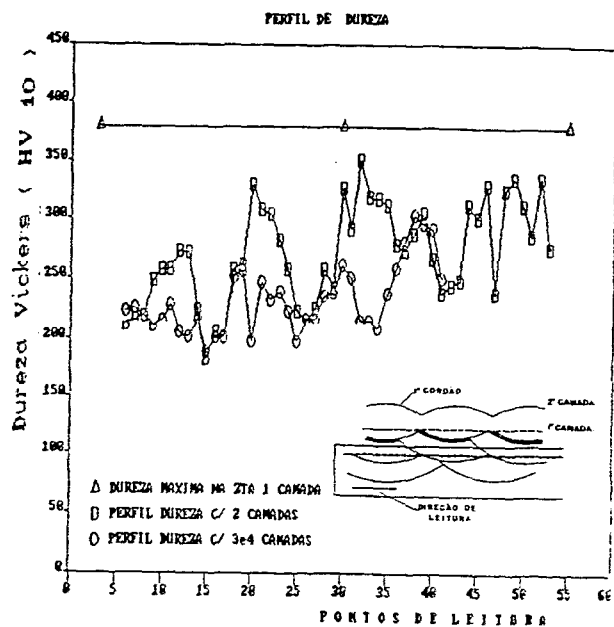
Fig. 40 - Sobreposição da 2ª Camada de Solda

Nota-se que para a técnica da Meia - Camada, a isoterma  $Ac_1$  do 2º passe, penetra totalmente na ZTA dos cordões de solda da 1ª camada, ocasionando o refino da região de grãos grosseiros desta camada ( Fig. 40 a ). O mesmo não ocorre quando utilizamos a técnica do Passe de Revenido ( Fig. 40 b ), ocasionando regiões não refinadas, " ilhas ". A ocorrência dessas " ilhas " é motivada pelas baixas temperaturas de pico atingidas por algumas regiões desta ZTA, quando da deposição da 2ª camada. Devido a maior distância destas regiões à Linha de Fusão, decorrente do procedimento de soldagem ( técnica do P. Revenido ), a isoterma  $Ac_1$  da 2ª camada não irá penetrar





c ) Método Meia-Camada  
M Base : Tubo.



d ) Método P. Revenido  
M Base : Tubo.

Fig. 41 - Perfil de Dureza - Soldagem do Tipo Simples Depósito.

Os valores indicativos da 1ª camada de solda são representativos da dureza máxima encontrada na ZTA GG dos cordões de solda desta camada, medidos conforme indicado na Fig. 38 - a.

Devido a alta temperabilidade dos aços Cr-Mo, a ZTA GG produzida pela 1ª camada de solda apresenta uma estrutura predominantemente martensítica, Fig. 42.





a ) Chapa - ASTM 2-3  
325 HV 10

b ) Tubo - ASTM 2-3  
380 HV 10

Fig. 42 - Micrografia da ZTA GG de 1 Cordão ( 500 x ).

Nota-se ainda na Fig. 41, que a dureza inicial, da ordem de 325 e 380 Hv 10 para chapas e tubos, respectivamente, é reduzida, de acordo com o número de camadas depositadas. A diferença entre os valores encontrados para a dureza máxima está associada ao maior teor de Carbono encontrado no aço dos tubos.

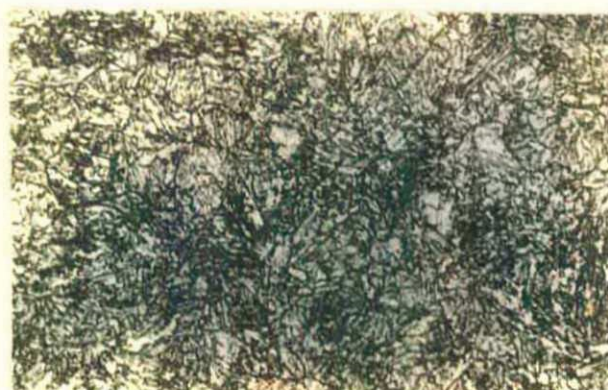
A forma característica do perfil de dureza após o depósito da 2<sup>a</sup> camada de solda, apresentando pontos de máximos e mínimos, é decorrente da própria geometria dos cordões que formam uma linha de fusão de formato arredondado, propiciando diferentes picos de temperatura e ciclos térmicos para diferentes posicionamentos dos pontos de leitura efetuados sobre a direção referenciada.

A Tab. 6, apresenta um resumo dos resultados de dureza obtidos na simulação do reparo por soldagem do tipo Simples Depósito. Em ambas as técnicas, a dureza inicial é reduzida para valores finais médios da ordem de 190 e 230-240 Hv 10, respectivamente para chapas e tubos, o que demonstra a eficácia do revenido dos passes subsequentes de soldagem.

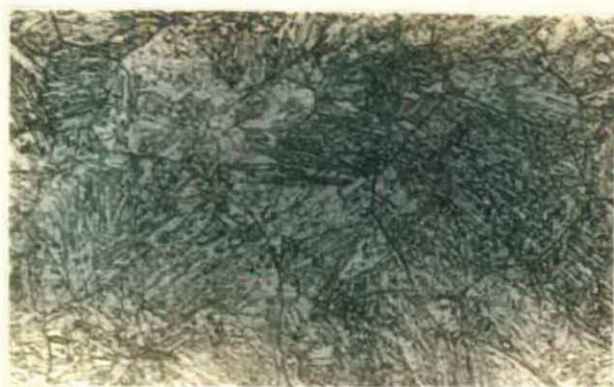
DUREZA HV 10 - SIMPLES DEPÓSITO						
ITEM	MEIA - CAMADA			PASSE DE REVENIDO		
	Dur. Max. 1 camada	Dur. Max. 2 cam.	Dur. Max. 3/4 cam.	Dur. Max. 1 camada	Dur. Max. 2 cam.	Dur. Max. 3/4 cam.
Chapa	317	X=233 Hvmax281	X=188 Hvmax224	325	X=232 Hvmax283	X=194 Hvmax285
Tubo	380	X=309 Hvmax357	X=243 Hvmax297	378	X=272 Hvmax351	X=232 Hvmax304

Tab. 06 - Medidas de Dureza na ZTA.

Quanto ao segundo objetivo almejado pelas técnicas de reparo sem TTPS, isto é, o refino da microestrutura da ZTA GG, existem diferenças nos resultados. Nota-se que após a deposição da 2ª camada de solda pela técnica da Meia - Camada, devido a uma maior penetração dos cordões de solda desta camada na ZTA dos cordões precedentes, e com isto uma maior penetração da isoterma  $A_{c3}$ , houve um refino da granulometria da ZTA original de ASTM 2 - 3 para ASTM 4 - 6 ( Fig. 43 ). O mesmo não foi observado no caso da técnica do Passe de Revenido, onde os cordões da 1ª camada de solda mantém a espessura total e o tamanho de grão primário fica praticamente inalterado ( Fig. 44 ).

a ) 2 camadas ( ZTA GGN )  
ASTM 4-6 / 309 HV 10b ) 4 camadas ( ZTA GGN )  
ASTM 4-6 / 240 HV 10Fig. 43 - Micrografia da ZTA GG após 2 e 4 Camadas  
Técnica Meia-Camada ( 500 x ).





a ) 2 camadas ( ZTA GGSC )  
ASTM 2-3 / 270 HV 10

b ) 4 camadas ( ZTA GGSC )  
ASTM 3-4 / 230 HV 10

Fig. 44 - Micrografia da ZTA GG após 2 e 4 Camadas  
Técnica P. Revenido ( 500 x )

As fotos foram localizadas nos pontos de penetração máxima da ZTA GG dos cordões de solda da 1ª camada, conforme mostrado na Fig. 45.

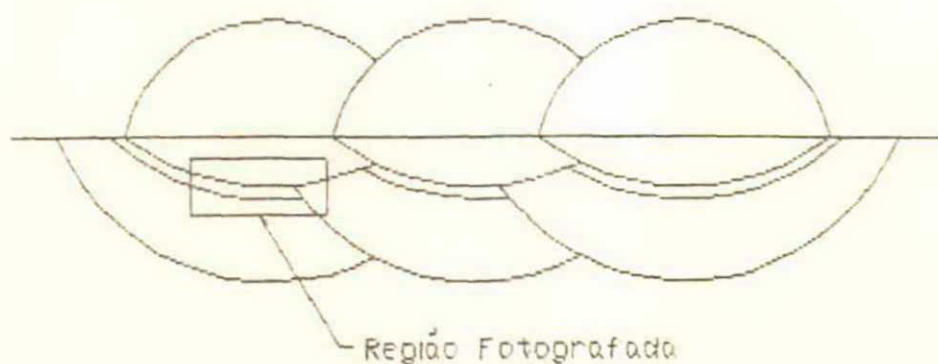


Fig. 45 - Localização das Regiões Fotografadas.

#### 4.2 - PROBABILIDADE DE OCORRÊNCIA DE REGIÕES NÃO REFINADAS.

A Tab. 7 mostra os resultados obtidos para a altura dos cordões de solda e profundidade de penetração da linha de fusão e isoterma de refino para os cordões de solda depositados nas soldagens do tipo Simples Depósito, para as condições de soldagem impostas neste trabalho ( HI  $1^{\circ}/2^{\circ}$  passes = 16/20 kJ/cm ;  $T_o = 250^{\circ}\text{C}$  ; % overlap = 38 % ).

A probabilidade de ocorrência de " ilhas " não refinadas, quando da aplicação das técnicas da Meia-Camada e Passe de Revenido, devido às condições de máximos e mínimos das linhas de fusão dos cordões de solda e das isotermas de refino na ZTA, são expressas na Tab. 8. Nota-se que, para a técnica da Meia-Camada, a probabilidade de um total refinamento da ZTA GG primária é de 99,9 e 99,6 %, para as condições de máximo e mínimo, respectivamente. Para a técnica do Passe de Revenido, a probabilidade de ocorrer um total refinamento desta região altera-se para 81,0 e 98,5 %.

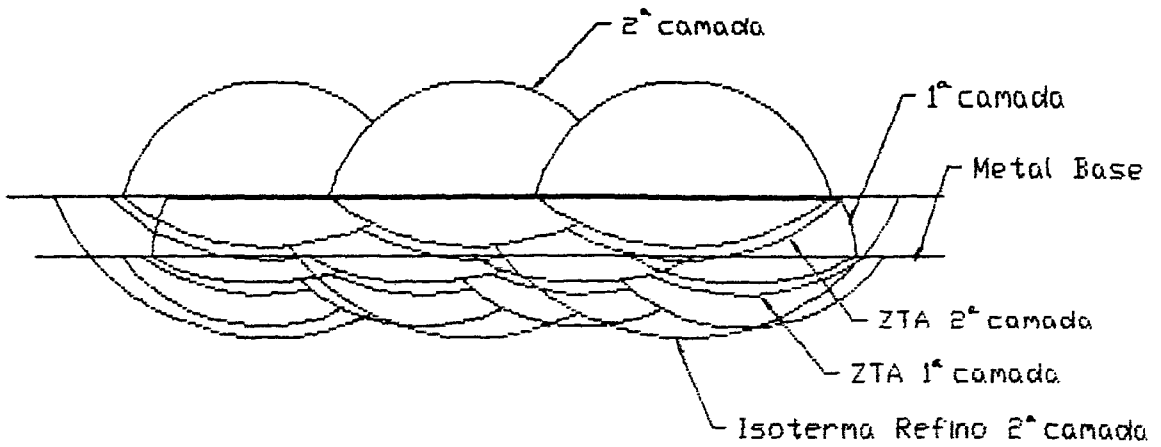
D A D O S		MAXIMO	MINIMO
Penetração do 1 Passe ( $P_1$ , mm )		1.14	0.28
Penetração do 2 Passe ( $P_2$ , mm )		2.22	1.77
Profundidade da Isotherma de Refino do 2 Passe ( $I_2$ , mm )		6.2	5.8
Altura do Cordão de Solda	M. Camada	2.5	
	P. Rev.	5.0	

Tab. 07 - Dimensional dos Cordões

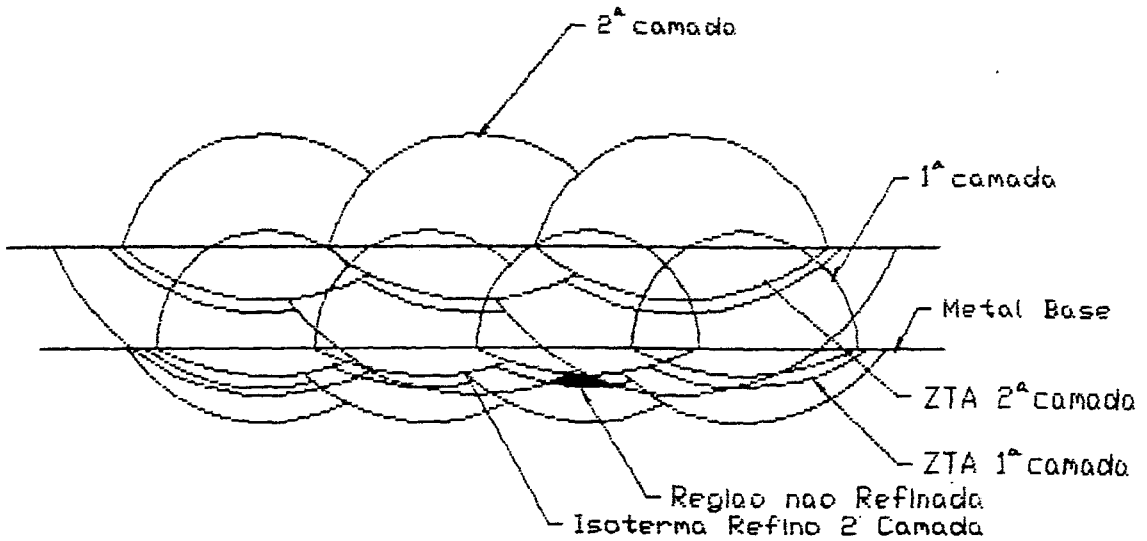
D A D O S	MEIA - CAMADA		P. REVENIDO	
	MAXIMO	MINIMO	MAXIMO	MINIMO
Condição de Sobrepenetração( X )	1.42	0.56	3.92	3.06
Desvio Padrão ( $\sigma$ )	0.15	0.11	0.15	0.11
Teste Estat. p/ Sobrepenetração ( X / $\sigma$ )	9.46	5.09	26.13	27.81
Probab. de Sobrepenetração	<0.0005	0.0082	<0.0005	<0.0005
Condição de Subpenetração( X )	2.66	3.02	0.16	8.52
Desvio Padrão ( $\sigma$ )	0.15	0.15	0.15	0.15
Teste Estat. p/ Subpenetração ( X / $\sigma$ )	17.73	20.13	1.06	3.46
Probab. de Subpenetração	<0.0005	<0.0005	0.189	0.014
Probab. de Refino Total ( 1 - Pr(Sobrep.) - Pr(Subp) )	0.999	0.996	0.810	0.985

Tab. 08 - Probabilidade de Refino Total

A Fig. 46 a - b mostra, esquematicamente, uma simulação gráfica, para as condições em que foram efetuados os ensaios, da sobreposição da 2ª camada de solda sobre a 1ª camada, respectivamente para as técnicas da Meia-Camada e Passe de Revenido. Podemos verificar, que na técnica da Meia-Camada, as isothermas de refino dos cordões de solda da segunda camada penetram totalmente sobre a ZTA dos cordões de solda da primeira, acarretando o total refino de grão da ZTA GG desta região, com uma probabilidade praticamente nula de ocorrência de regiões não refinadas ( Fig. 46 a ). O mesmo já não é verificado quando da aplicação da técnica do Passe de Revenido ( Fig. 46 b ), ficando as isothermas de refino da 2ª camada praticamente sobre a ZTA GG dos cordões de solda da 1ª camada, ocorrendo, assim, regiões não refinadas nesta ZTA nos pontos de penetração máxima dos cordões de solda da primeira camada (  $P_1^{\max}$  - condição mais desfavorável ).



a ) Meia - Camada



b ) P. de Revenido

Fig 46 - Simulação Gráfica Ilustrando a Ocorrência de Regiões não Refinadas.

#### 4.3- ANÁLISE DA EXTENSÃO DAS ZONAS DE ENDURECIMENTO E DE REFINO DA ZTA.

Com o intuito de se verificar a extensão das regiões da ZTA que promovam o revenimento e o " endurecimento " do metal de base, foram realizados testes em uma chapa de aço ASTM A 387 Gr. 5, previamente temperada em água, com o posterior depósito de um cordão de solda sobre a superfície da mesma. Os parâmetros de soldagem foram estipulados de modo a se obter um aporte térmico de 20 kJ/cm com as mesmas condições de soldagem utilizadas para os ensaios anteriores.

O objetivo maior desse ensaio foi poder avaliar e discutir o efeito dos erros impostos na espessura final da primeira camada de solda, resultante de um esmerilhamento manual, assim como a influência da variação dos aportes térmicos dos passes subsequentes sobre a ZTA GG dos cordões de solda primários.

Após a deposição do cordão de solda, o corpo de prova foi seccionado perpendicularmente à direção de soldagem, polido e atacado quimicamente. Foi levantado o Perfil de Dureza desde uma região situada no metal base, através da ZTA do cordão de solda até o cordão depositado. A Fig. 47 mostra os resultados obtidos. Sobre a curva de dureza foi plotada a curva de temperatura de pico estimada ( mediante as fórmulas de Adams [ 26 ] ) em cada ponto da ZTA. A temperatura de  $Ac_1$  dinâmico foi considerada igual a  $880^{\circ} C$ , conforme dados do Max-Planck Institut [ 33 ] para o aço X 38 CrMoV 5 1.

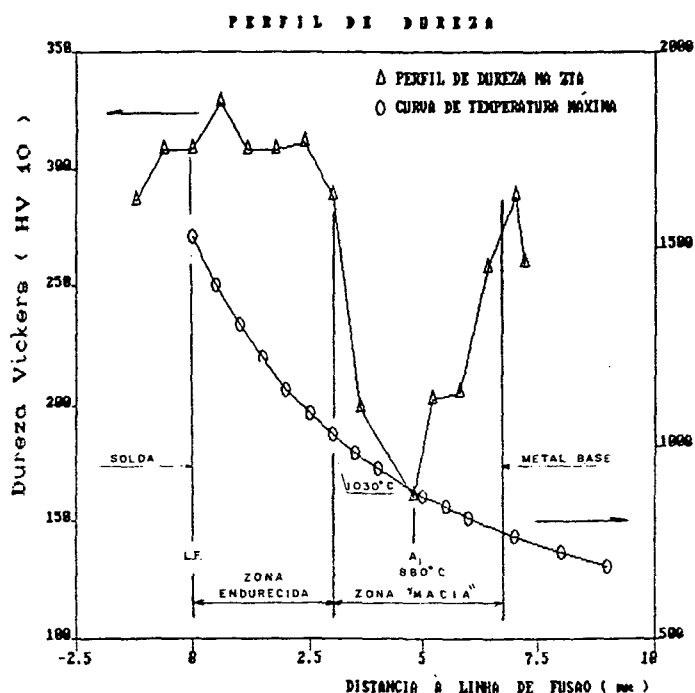


Fig. 47 - Perfil de Dureza da ZTA em Chapa Temperada

Verifica-se que a dureza inicial encontrada no metal base, em torno de 280 Hv 10, atinge valores compreendidos entre 325 e 280 Hv 10 numa faixa situada entre a linha de fusão do cordão de solda e uma distância de aproximadamente 3.2 mm a partir desta. Esta região "endurecida" fica localizada numa área onde as temperaturas de pico dos ciclos térmicos experimentados alcançam valores superiores a  $1030^{\circ}\text{C}$  ( $A_{c3}$ ), até a temperatura de fusão do material ( $1540^{\circ}\text{C}$ ). Assim sendo, ocorre uma reaustenitização do metal base, havendo uma re-têmpera nesta região e ocasionando o aumento da dureza primária.

Por outro lado, numa região situada entre 3.2 e 6.7 mm a partir da linha de fusão do cordão de solda, houve um "amolecimento" do material, alcançando um valor mínimo de dureza da ordem de 170 Hv 10. Esta região, onde as temperaturas

atingidas ficam entre 1030 e 750 ° C, apresenta uma estrutura parcialmente refinada numa região localizada entre as isothermas  $Ac_3$  e  $Ac_1$  ( 1030 e 880 ° C, respectivamente ) e uma região revenida onde as temperaturas situam-se entre 880 e 750 ° C.

Com base nos resultados obtidos, para as condições de soldagem e tipos de juntas utilizadas no âmbito deste trabalho, para se obter uma redução da dureza na ZTA dos cordões de solda da 1ª camada pela sobreposição da região macia dos cordões de solda da 2ª camada, deve-se ter uma altura final do cordão de solda primário numa faixa situada entre 4 e 7 mm.

Esta condição não leva em conta, porém, o refinamento de grão da ZTA GG dos cordões de solda da 1ª camada, detendo-se somente na ação de revenido proporcionado pelo calor gerado pelos cordões de solda da 2ª camada.

A transposição destes resultados para diferentes condições de soldagem exige o conhecimento da estória térmica em cada ponto da ZTA, em função da macroestrutura da solda. Isto torna necessário um conhecimento mais detalhado do ciclo térmico experimentado para diferentes condições de soldagem.

#### 4.4 - LEVANTAMENTO E PREVISÃO DE CICLOS TÉRMICOS DE SOLDAGEM.

Medições de ciclos térmicos foram efetuados, abrangendo uma vasta gama de temperaturas, nas soldagens do tipo Simples Depósito, Tôpo e Ângulo, por meio de termopares. Estes foram tanto montados em furos localizados sob os cordões de solda, como mergulhados dentro da poça de fusão, imediatamente após o arco voltaico.

Pretende-se com a aquisição de dados dos ciclos térmicos, obter-se o valor da velocidade de resfriamento na ZTA GG da junta soldada e, juntamente com as equações propostas por YURIOKA, ter-se uma previsão das durezas máximas alcançadas nestas ZTA's. Além disso, é observada também a temperatura de pico alcançada pelo ciclo térmico, em função da distância à linha de fusão do cordão de solda depositado, a fim de se ter conhecimento da temperatura atingida pela ZTA GG do cordão de solda precedente e se poder avaliar o grau de refinamento e/ou revenimento obtido nesta região.

Todas as medições efetuadas nas zonas termicamente afetadas ( ZTA ) dos cordões de solda foram localizadas entre a Linha de Fusão e uma distância que corresponde a aproximadamente a posição da isoterma de  $900^{\circ}\text{C}$ . Para medições efetuadas inserindo-se o termopar na poça de fusão, os ciclos térmicos com temperaturas de pico superiores a  $900^{\circ}\text{C}$  foram aproveitados. As curvas características dessas leituras estão no Apendice A.

Para a caracterização de um ciclo térmico de soldagem estão em uso vários métodos, como, por exemplo, a taxa de resfriamento a  $704$ ,  $540$  e  $300^{\circ}\text{C}$ . Entretanto, o tempo de resfriamento entre  $800$  e  $500^{\circ}\text{C}$  tornou-se mais popular. Neste



trabalho, o ciclo térmico de soldagem será caracterizado pelo tempo de resfriamento entre 800 - 500 ° C (  $\Delta t_{800-500}$  ).

A Tab. 9 mostra um resumo dos tempos de resfriamento entre 800 - 500 ° C obtidos nos ensaios e previstos pelo IRSID, assim como as temperaturas de pico alcançadas nos ciclos térmicos experimentados por algumas soldagens efetuadas neste trabalho.

TIPO DE SOLDA	T <sub>o</sub> ( ° C )	Aporte Térmico ( kJ/cm )	T. Pico ( ° C )	$\Delta t_{800/500}$ Lido ( e )	$\Delta t_{800/500}$ IRSID ( e )
SIMPLES  DEPÓSITO	280	16	980	30.2	60
	260	16	1100	27.8	54
	250	16	1290	31.2	51
	250	16	1200	27.1	51
	230	16	1260	23.1	45
SOLDA DE TÔPO	250	16	1210	27.1	49
	250	16	1210	27.9	49
	250	16	1100	28.0	49
	250	16	1210	22.0	49
SOLDA DE ÂNGULO	250	16	1050	13.3	23
	250	16	1000	10.9	23
	250	16	1050	11.7	23
	250	16	960	12.3	23

Tab. 09 - Tempos de Resfriamento entre 800 - 500 ° C

Embora os trabalhos tenham sido realizados com um pré-aquecimento ( 250 ° C ), a soldagem efetuada nos corpos de prova não foi uma soldagem isotérmica, ou seja, a temperatura de trabalho diminuiu com o tempo. Isto tem como consequência o aumento do gradiente térmico entre o cordão de solda e o metal de base, aumentando, portanto, a velocidade de resfriamento na ZTA da junta soldada. Assim, o tempo de resfriamento entre 800 - 500 ° C obtido dos ciclos térmicos medidos, apresentam valores menores do que os propostos pelo nomograma de IRSID, que são obtidos em soldagens isotérmicas. Estes valores situam-se numa

faixa entre 40 a 50 % menores do que os obtidos pelo nomograma, para o mesmo tipo de junta. Esta diferença não é, entretanto, para o caso particular do aço em questão, muito significativa no comportamento da dureza máxima da ZTA GG, conforme será visto posteriormente na " Previsão da Dureza Máxima na ZTA GG ".

Nota-se também, que os  $\Delta t_{800/500}$  obtidos dos ensaios apresentam uma certa variação, embora obtidos do mesmo procedimento de soldagem e para o mesmo tipo de junta. Para as soldagens do tipo Simples Depósito o  $\Delta t_{800-500}$  varia entre 23 e 30 s ; para as soldagens do tipo de Tôpo este tempo fica na faixa entre 22 e 27 s ; para as soldagens do tipo de Angulo entre 12 e 13 s.

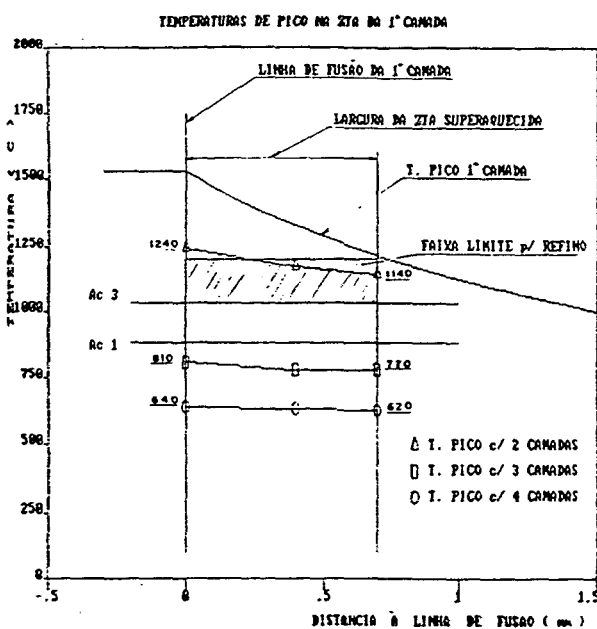
Em recente trabalho, Chandel e Bala [ 35 ], constatarem estas variações nos tempos de resfriamento entre 800 - 500 ° C em juntas soldadas, concluindo serem estas provenientes provavelmente das diferentes condições de soldagens ( Temp. de Pré-Aquecimento, Veloc. de Soldagem, Tensão, Corrente etc ) as quais influenciam diretamente no tempo de resfriamento. Em resultados anteriores [ 30 ], também foi observada esta variação nos tempos de resfriamento.

Os tempos de resfriamento menores para as soldagens de Ângulo em comparação com as soldagens do tipo Simples Depósito é explicado devido a própria geometria da junta que favorece uma maior condução térmica. Já nas soldagens de Tôpo, devido ao interesse em se obter os tempos de resfriamento para a 1ª camada depositada ( amanteigamento ), estes foram obtidos inserindo-se a junta quente do par termoelétrico na poça fundida dos cordões de solda do 1º passe, comportando-se esta como uma soldagem do tipo Simples Depósito.

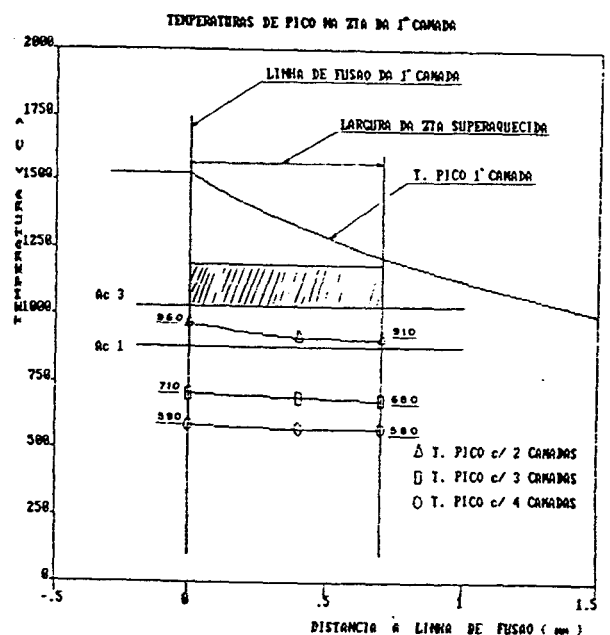
#### 4.5 - ANÁLISE DOS CICLOS TÉRMICOS IMPOSTOS NA ZTA GG PRIMÁRIA PELOS PASSES SUBSEQUENTES DE SOLDAGEM.

As Figs. 48 a-b reúne os dados obtidos no âmbito deste trabalho, plotando as diferentes temperaturas de pico alcançadas pela ZTA GG no metal de base quando do depósito das camadas subsequentes, utilizando-se as equações de Adams [ 26 ]. A temperatura de  $Ac_1$  dinâmico foi considerada igual a  $880^{\circ}C$  [ 33 ] e  $Ac_3$  dinâmico foi considerada igual a  $1030^{\circ}C$ , conforme dados obtidos do gráfico da Fig. 47.

A faixa limite para refino da estrutura grosseira da ZTA da 1ª camada é especificada a partir de uma condição limite para que a ZTA GG primária não experimente um novo ciclo térmico com temperaturas muito elevadas e ocasione um segundo crescimento de grão em sua estrutura nem ocorra o risco de sobrepenetração, e uma condição de temperatura mínima prevista, e que ainda promova o refino da região.



a ) Meia - Camada



b ) P. Revenido

Fig. 48 - Temperaturas Máximas na ZTA Primária

Nestas considerações, adotou-se a ZTA GG dos cordões de solda da 1ª camada com largura igual a 0.7 mm, ou seja, até onde a temperatura de pico atingiu 1200 ° C. Esta dimensão foi definida através de observações feitas ao microscópio da microestrutura da ZTA GG, onde foi verificado o limite entre as regiões grosseira e fina.

Além disso, em ensaios realizados em um aço 0.5 CrMoV, Alberry et al [ 15 ] consideram a região de grãos grosseiros como sendo aquela em que o tamanho de grão situa-se numa faixa entre 50 e 150  $\mu\text{m}$  ( ASTM 2-5 ), o que corresponde a temperaturas de pico maiores do que 1200 °C.

Observa-se nestas curvas, que a ZTA GG dos cordões de solda da 1ª camada ( ZTA superaquecida ), experimenta um novo ciclo térmico com temperaturas de pico entre 1240 e 1140 ° C quando do depósito da 2ª camada de solda, utilizando-se a técnica da Meia - Camada. Estas temperaturas, ficando acima da temperatura da isoterma  $A_{c3}$ , proporcionam o refino daquela estrutura primária.

Para a técnica do Passe de Revenido, as temperaturas alcançadas pela ZTA GG dos cordões de solda da 1ª camada, devido ao novo ciclo térmico proporcionado pelos cordões de solda da 2ª camada, ficam entre 960 e 910 ° C. Estas temperaturas, situando-se abaixo da isoterma  $A_{c3}$ , não promovem o refinamento de grão da região superaquecida havendo uma ação somente de revenido desta região.

Fazendo-se uma previsão pelas formulas de Adams [ 26 ], para que houvesse uma condição de refino da ZTA GG utilizando-se a técnica do Passe de Revenido, seria necessário um aporte térmico da ordem de 40 kJ/cm para os cordões de solda da

segunda camada. Isto concorda com o proposto por Allen [ 12 ], que especifica uma relação entre aportes térmicos entre duas camadas subsequentes da ordem de 2.5, para que haja o refinamento da ZTA GG da primeira camada pelos passes da segunda.

A utilização de uma energia de soldagem tão elevada não é aconselhável, vindo a comprometer a tenacidade da ZTA, visto acarretar uma condição mais favorável para um maior crescimento de grão nesta região.

Conforme relatório do Welding Institute [ 17 ], é recomendado a utilização de baixos aportes térmicos para os cordões de solda da primeira camada e conseqüentemente para a segunda camada. Com isso, além de uma ZTA GG com largura e tamanho de grão menores, haverá uma maior possibilidade de controle na variação do aporte térmico imposto à segunda camada, possibilitando assim uma maior ou menor penetração das isothermas de refino dos cordões de solda desta camada sobre a ZTA dos cordões das camadas precedentes.

As temperaturas alcançadas pelo depósito das 3<sup>a</sup> e 4<sup>a</sup> camadas de solda, para ambas as técnicas, situam-se abaixo da isoterma  $Ac_1$ , motivadas pela grande distância entre a superfície de aplicação dos cordões de solda e a região grosseira da ZTA da 1<sup>a</sup> camada propiciando, portanto, somente o revenido da região.

#### 4.6 - APLICAÇÃO DAS TÉCNICAS DE SOLDAGEM SEM TTPS EM JUNTAS DO TIPO DE TÔPO.

A Fig. 49 mostra macrografias de soldagem do tipo de Tôpo em chapa ASTM A 387 Gr. 5 para ambas as técnicas.



a ) Amanteigamento



b ) Meia-Camada

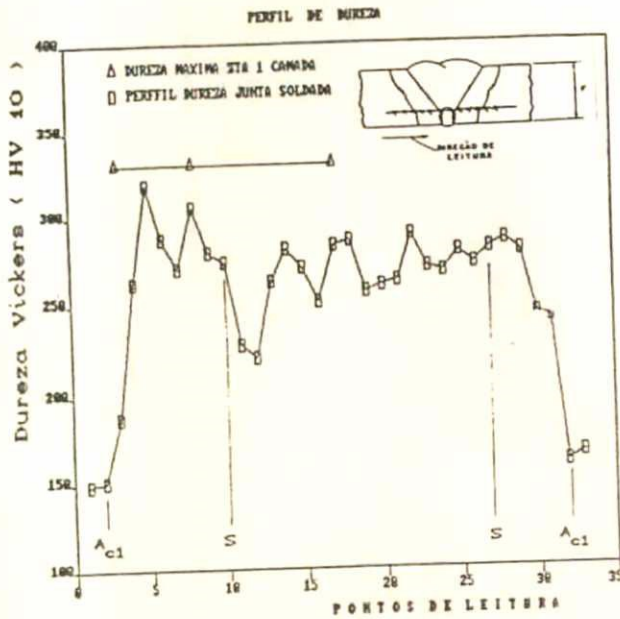


c ) P. Revenido

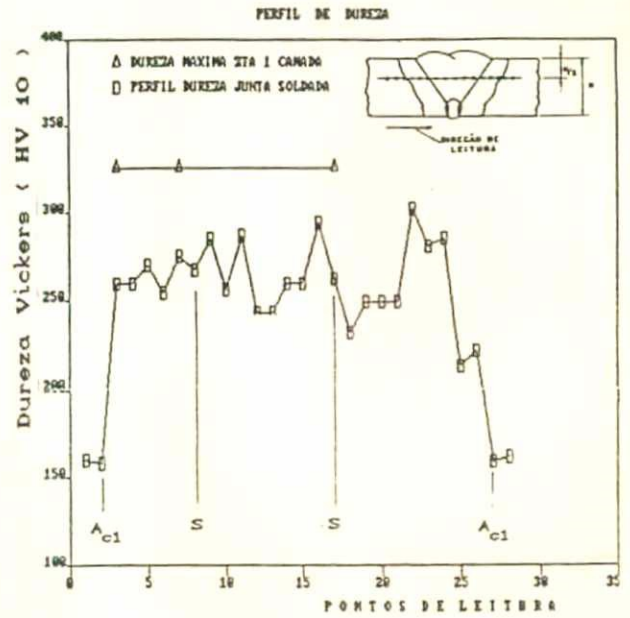
Fig. 49 - Macrografia de uma Soldagem de Tôpo.

##### 4.6.1 - PERFIS DE DUREZA DA JUNTA SOLDADA.

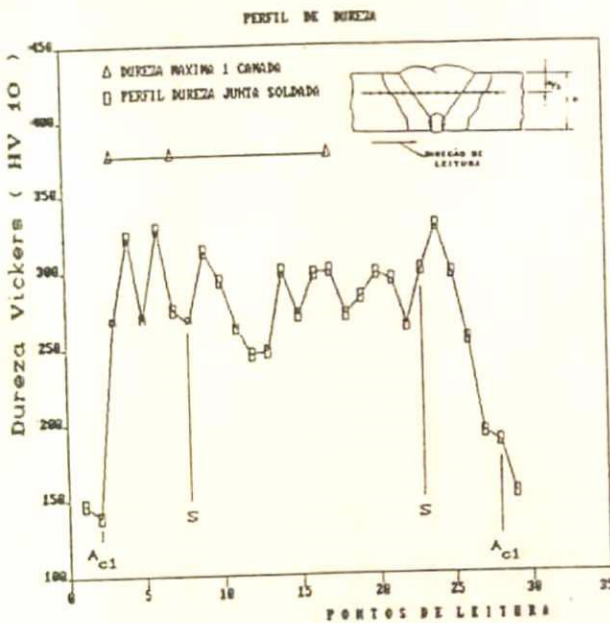
Os perfis de dureza ao longo da junta soldada ( Fig. 50 ) mostram que a dureza máxima inicial da ZTA da 1ª camada, da ordem de 376 Hv 10, diminui para valores máximos de 280 a 325 Hv 10 após o preenchimento total da junta, sendo que o valor maior corresponde a técnica da Meia - Camada.



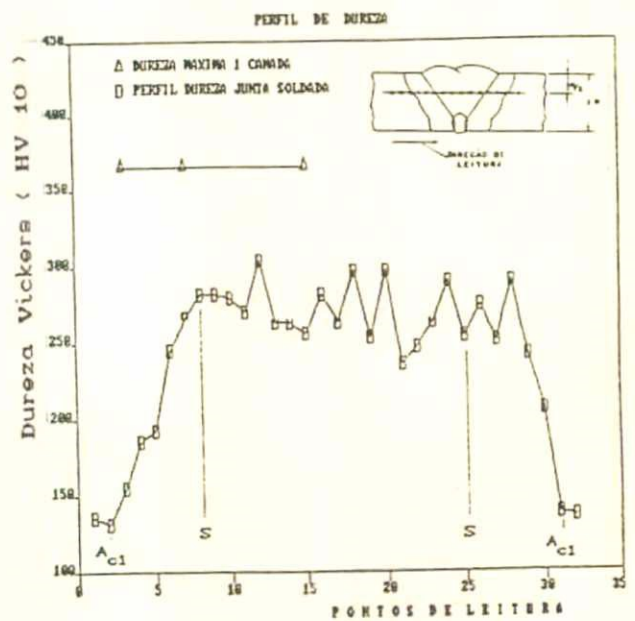
a ) Método Meia-Camada  
M Base : Chapa.



b ) Método P. Revenido  
M Base : Chapa.



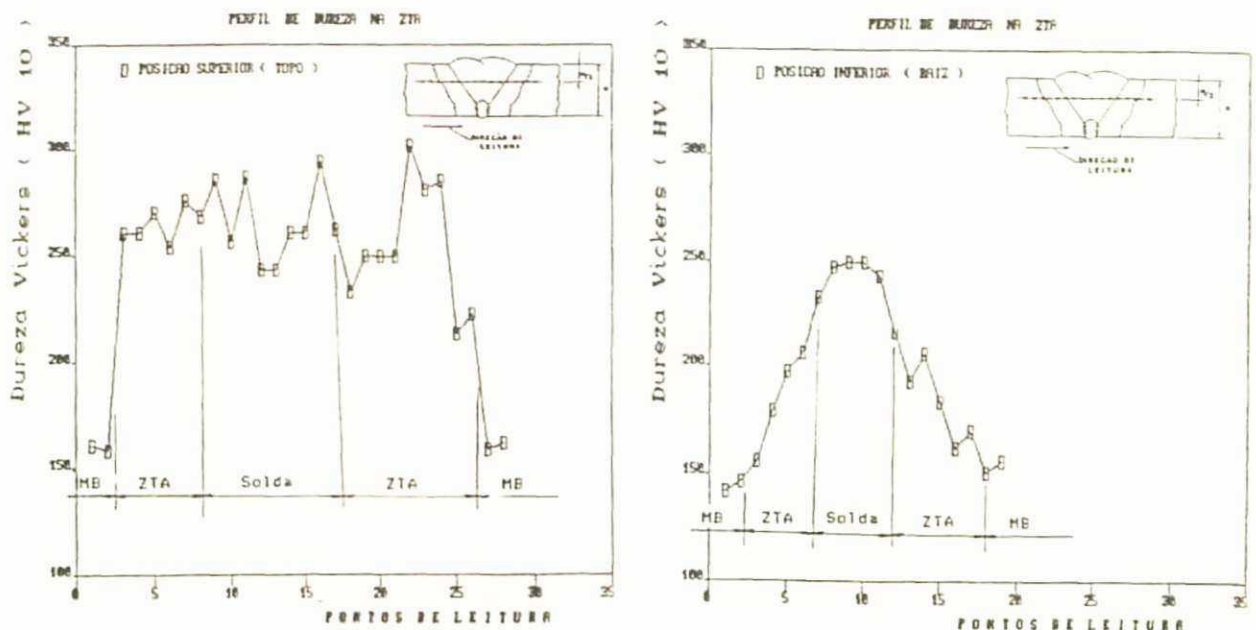
c ) Método Meia-Camada  
M Base : Tubo.



d ) Método P. Revenido  
M Base : Tubo.

Fig. 50 - Perfil de Dureza - Soldagem de Tôpo.

Foram escolhidos como mais significativos os valores de dureza medidos no terço superior da junta, visto ser esta região a última a ser soldada e que sofrerá os efeitos do ciclo térmico do último cordão de solda para tratar termicamente a ZTA do cordão precedente. Verificou-se que os perfis de dureza realizados no terço inferior da junta ( raiz ), apresentaram valores menores do que os encontrados no terço superior ( Fig. 51 ). Esta diferença encontrada nos valores de dureza estaria associada a ação de revenimento proporcionado pelos cordões de solda dos passes subsequentes sobre a ZTA dos cordões primários.



a) Posição Superior  
( Tôpo )

B) Posição Inferior  
( Raiz )

Fig. 51 - Perfil de Dureza na Raiz e Tôpo da Junta.



A dureza mais elevada observada na técnica da Meia-Camada, resulta da maior dificuldade na remoção de 50 % da espessura dos cordões de solda da primeira camada, havendo a possibilidade de ocorrer um esmerilhamento demasiado e resultar numa altura final para o cordão de solda inferior a 2.5 mm. Esta altura resultante propicia o risco de sobrepenetração da ZTA primária além de uma retêmpera desta, ocasionando o aumento da dureza.

#### 4.6.2 - ENSAIO DE IMPACTO NA ZTA.

Para se medir a tenacidade da ZTA das regiões soldadas, foram efetuados testes de impacto Charpy-V ( $T_0 = 20^{\circ}C$ ), para as soldagens do tipo de Tôpo, com os corpos de prova sendo retirados segundo posição J-I-H 0/1 [ 34 ], conforme mostrado na Fig. 52.

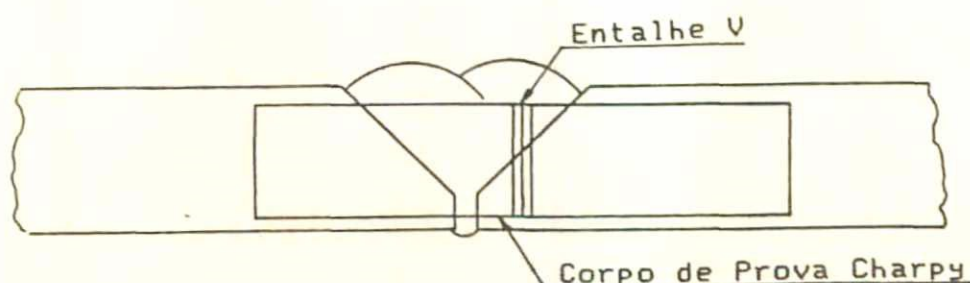


Fig. 52 - Localização do CP para Ensaio Charpy

Os resultados dos testes, para as técnicas da Meia-Camada e Passe de Revenido ( chapas e tubos ), estão mostrados na Tab. 10.

ITEM	S O L D A D E T Ô P O	
	MEIA CAMADA	P. REVENIDO
Chapa x Chapa	X = 193 σ = 18	X = 168 σ = 82
Tubo x Tubo	X = 188 σ = 95	X = 61 σ = 19

Tab. 10 - Resultados Ensaio Charpy V ( Joule ).

Embora o tipo de junta utilizado ( V ) não propicie a obtenção de um entalhe exclusivamente sobre a ZTA GG dos cordões de solda, de modo a se avaliar melhor a tenacidade da região superaquecida, o entalhe do corpo de prova realizado nesta posição, abrangendo tanto a ZTA como uma parte do metal de solda, nos fornece valores médios que demonstram a maior absorção de energia quando da utilização da técnica da Meia-Camada.

Apesar de sua maior dureza, a junta reparada pela técnica da Meia - Camada revelou melhor performance do que a similar reparada pela técnica do Passe de Revenido, Tab. 10. Esta maior tenacidade acredita-se ser devido a um tamanho de grão menor, apresentado na ZTA da junta soldada, quando utilizada a técnica da Meia-Camada ( Fig. 53 a ) do que o apresentado pela técnica do Passe de Revenido ( Fig. 53 b ).



a ) Meia-Camada



b ) P. Revenido

Fig. 53 - Micrografia da ZTA da Junta Soldada ( 500 x ).

As fotografias foram localizadas conforme ilustrado na Fig. 54, abaixo.

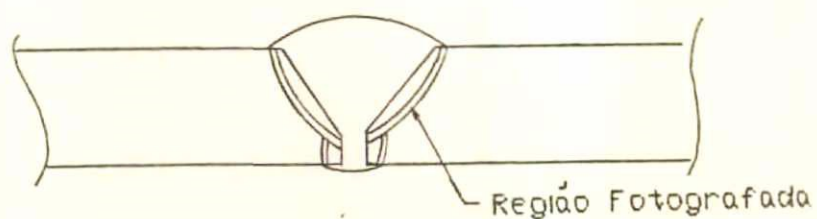


Fig. 54 - Localização das Micrografias - Solda de Tópo.

#### 4.7 - APLICAÇÃO DAS TÉCNICAS DE SOLDAGEM SEM TTPS EM JUNTAS DO TIPO DE ÂNGULO ( FILETE ).

Neste tipo de soldagem, só foi utilizada a técnica do Passe de Revenido, devido a própria geometria da junta não permitir a remoção de 50 % da espessura dos cordões de solda da 1ª camada depositada. Foram realizados ensaios para diferentes combinações de materiais conforme citado no item 3.2.

A macrografia típica de uma soldagem do tipo de Ângulo é mostrada na Fig. 55 onde pode ser verificado que o cordão do Passe de Revenido é depositado de modo a ficar cerca de 2 mm do " pé " do cordão de solda inferior, localizado nas extremidades da junta.



Fig. 55 - Macrografia de uma Solda de Ângulo.

##### 4.7.1 - PERFIL DE DUREZA NA JUNTA SOLDADA.

As Fig's. 56 a 59 mostram os perfis de dureza encontrados ao longo da ZTA nas diferentes soldagens efetuadas.



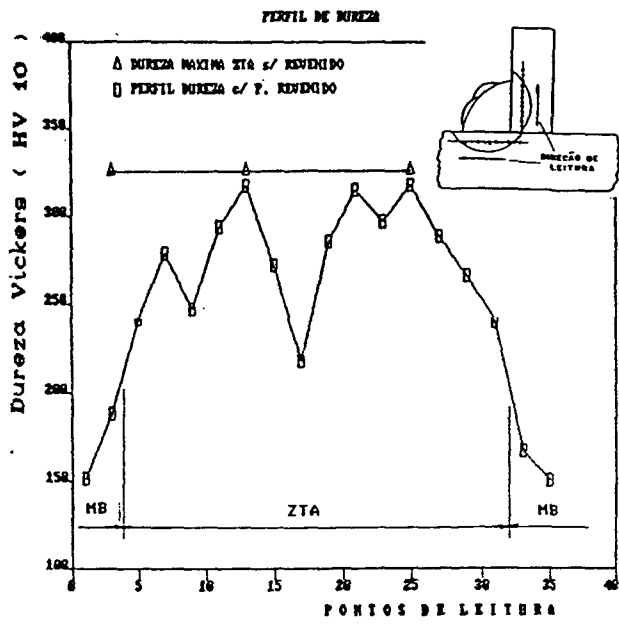
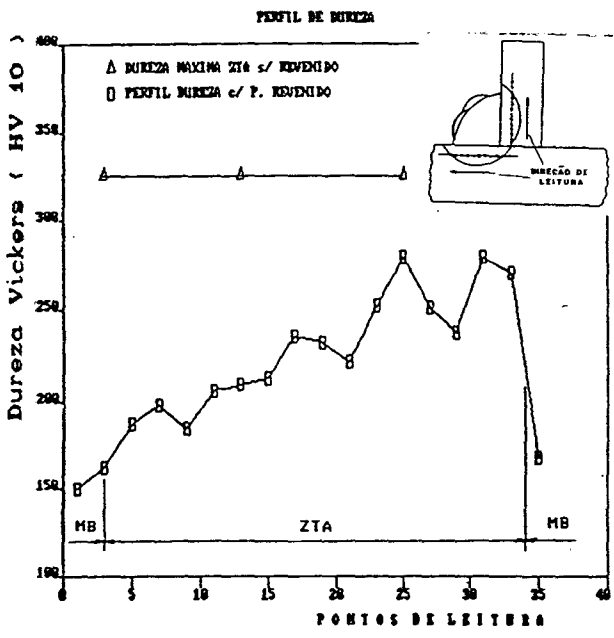
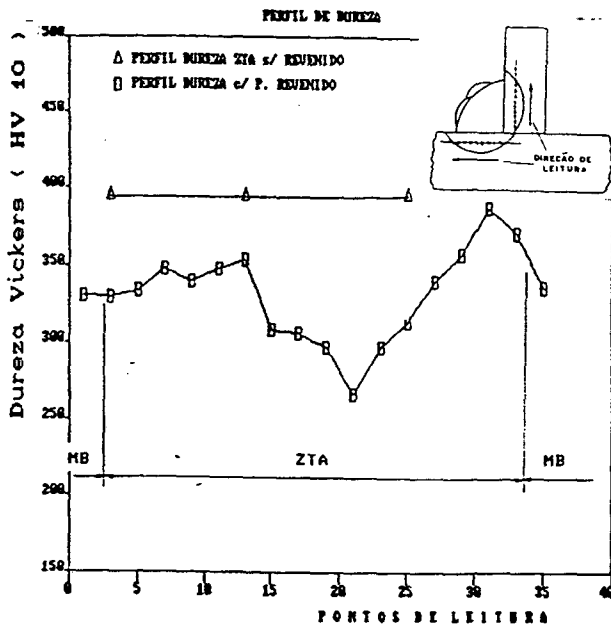


Fig. 56 - Perfil de Dureza Solda de Ângulo - Chapa x Chapa

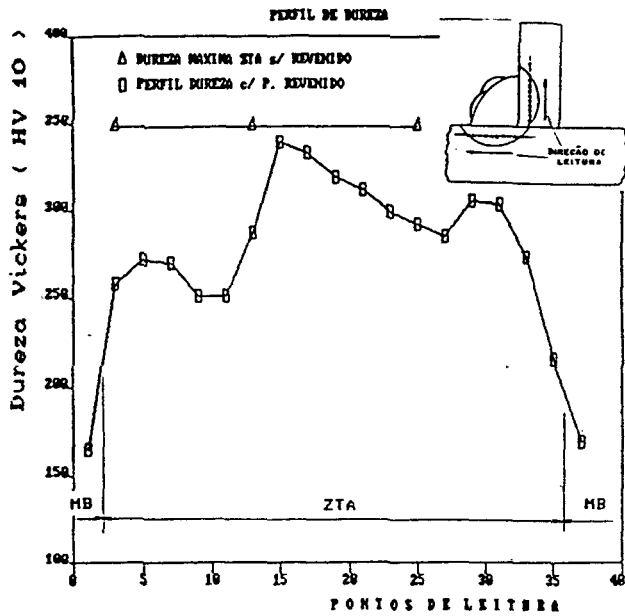


a ) Chapa

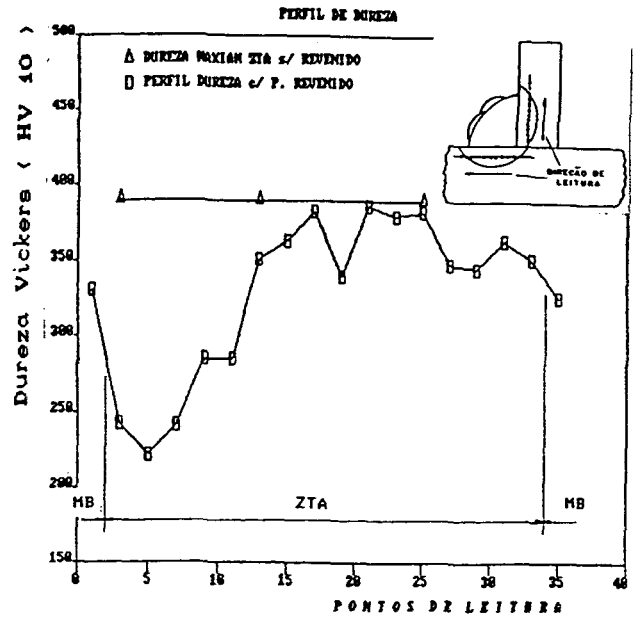


b ) Tubo 2"

Fig. 57 - Perfil de Dureza Solda de Ângulo - Chapa x Tubo

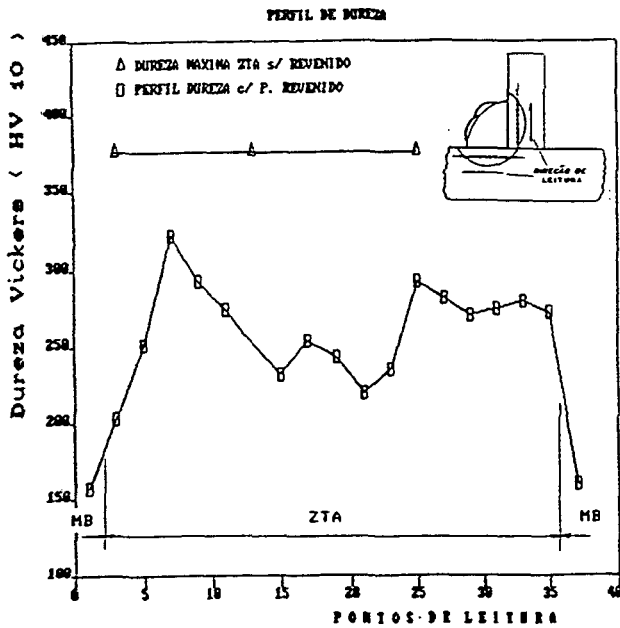


a ) Tubo 10"

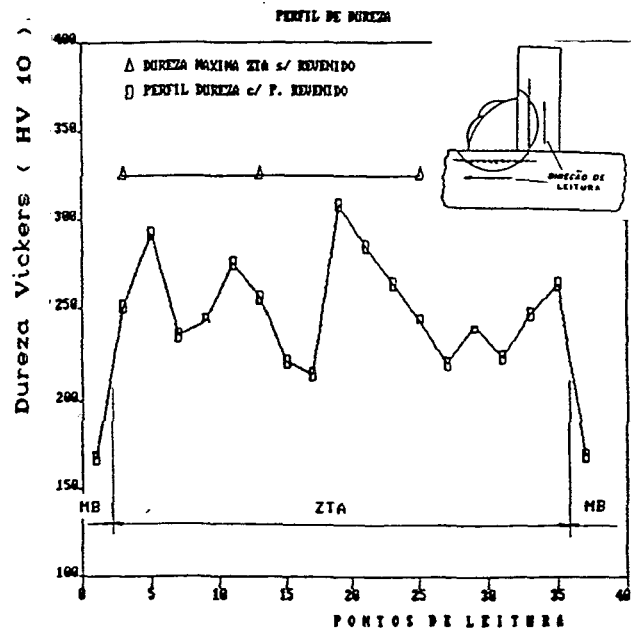


b ) Tubo 2"

Fig. 58 - Perfil de Dureza Solda de Ângulo - Tubo x Tubo



a ) Tubo 10"



b ) Chapa

Fig. 59 - Perfil de Dureza Solda de Ângulo - Tubo x Chapa

Pode ser notado, que a dureza inicial, com valores máximos da ordem de 325 e 376 Hv 10 para chapas e tubos, respectivamente, cai para valores médios da ordem de 271 Hv 10 para chapas e 260-280 Hv 10 para tubos. O perfil de dureza apresenta também valores máximos da ordem de 317 Hv 10 nas soldagens efetuadas em chapas e 330 Hv 10 nas soldagens efetuadas em tubos, em pontos localizados mais para a extremidade da junta soldada.

Nas soldas efetuadas em tubos de  $\Phi$  2", a dureza inicial máxima, da ordem de 390 Hv 10, cai para valores médios de cerca de 330 Hv 10. Neste material também foi observado pontos de dureza máxima em torno de 370 Hv 10, em pontos localizados na extremidade da junta soldada.

Estes valores indicam que o calor gerado pelos passes subsequentes de soldagem, quando do depósito dos cordões de solda para o enchimento da junta, promovem o revenido das ZTA's dos cordões precedentes e o cordão de " Passe de Revenido ", embora em alguns casos promova uma diminuição da dureza inicial do material, deveria ser posicionado a uma maior distância do pé do último cordão depositado ( 2 a 3 mm ), a fim de proporcionar uma menor penetração das isothermas deste sobre a ZTA GG do último cordão.

Além disso, é também observado neste tipo de soldagem, um aumento no valor das durezas a partir do início das medições ( centro da junta ), com relação às extremidades desta, reforçando a idéia da ação de revenido proporcionado pelos passes subsequentes nas ZTA's GG dos cordões precedentes. A Fig. 60 ilustra uma distribuição de dureza típica para este tipo de junta.

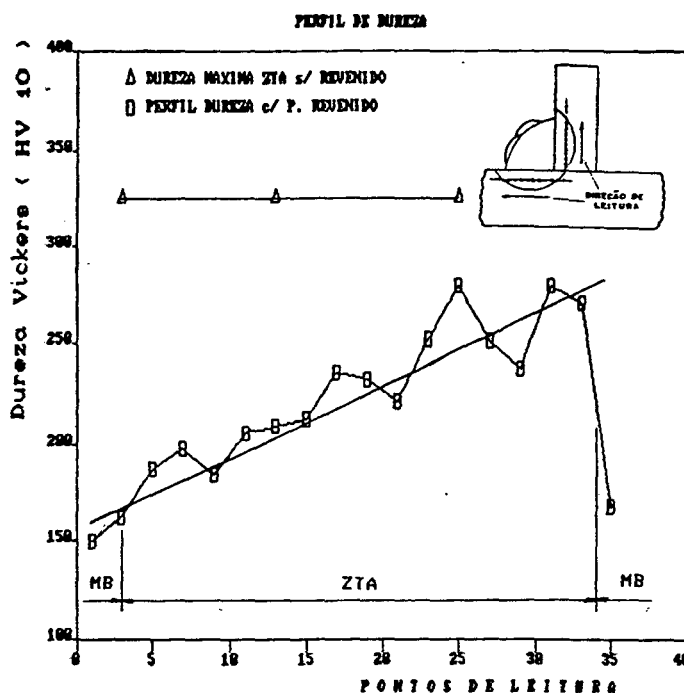


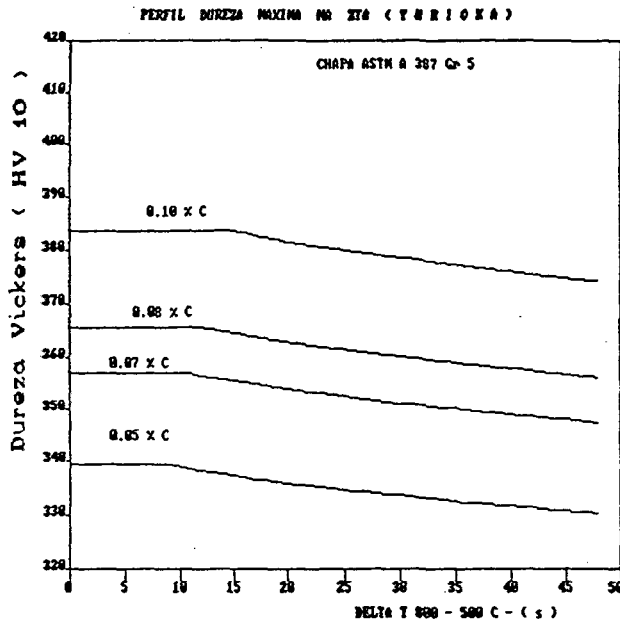
Fig. 60 - Tendência dos Valores de Dureza na Junta de Ângulo.

#### 4.8 - PREVISÃO DA DUREZA MÁXIMA NA ZTA GG.

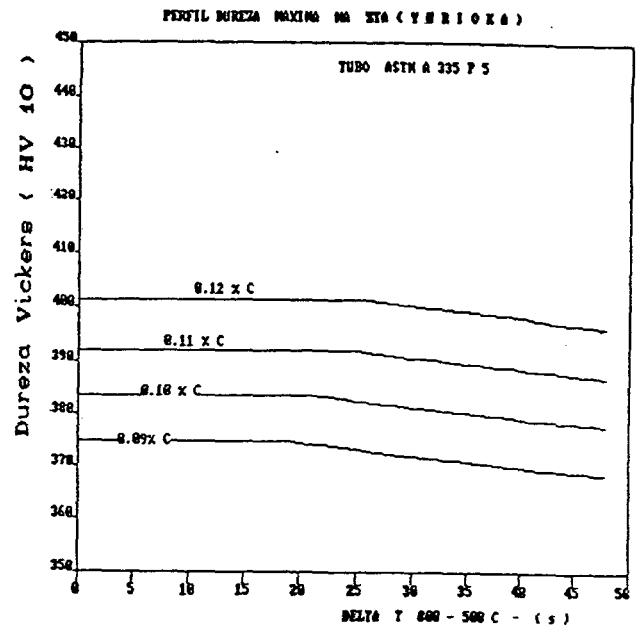
O algoritmo proposto por YURIOKA para a previsão da dureza máxima na ZTA dos cordões de solda da 1ª camada, além de levar em conta a composição química do material, utiliza para o seu cálculo, no caso de aços alta liga, o tempo de resfriamento entre 800 - 500 °C ( $\Delta t_{800/500}$ ), conforme citado na equação 1.

As Figs. 61 a-b representam as curvas características de dureza em função do tempo de resfriamento entre 800 - 500 °C ( $\Delta t_{800/500}$ ) para os materiais empregados neste trabalho, aplicando-se a equação de YURIOKA. Foram também plotadas neste gráfico outras curvas, as quais demonstram as variações da dureza em função do teor de Carbono.





a ) Chapa



b ) Tubo

Fig.61 - Previsão de Dureza segundo YURIOKA.

Pode ser verificado que a dureza máxima prevista na ZTA GG é proporcionalmente dependente do teor de Carbono e que, para uma mesma taxa de resfriamento, a variação dessa dureza máxima é relativamente alta para uma pequena variação no teor de Carbono utilizado no aço.

Com base, portanto, na faixa de tempos de resfriamento entre 800 - 500 ° C obtidos dos ensaios realizados (  $\Delta t_{800/500}$  ) e utilizando as equações propostas por YURIOKA, tem-se a previsão da dureza máxima encontrada na ZTA GG da primeira camada de solda contida na Tab 11.

T I P O D E S O L D A		$\Delta t_{8/5}$ (s)	DUREZA MÁXIMA (HV 10)	
			ZTA GG	Calc. YURIOKA
SIMPLES DEPÓSITO	Chapa	28 - 30	325	351 - 358
	Tubo		380	381 - 388
SOLDA DE TÔPO	Chapa	22 - 27	325	352 - 358
	Tubo		376	382 - 388
SOLDA DE ÂNGULO	Chapa	12 - 18	355	356
	Tubo		376	386

Tab.11 - Valores de Dureza Medidos e Calculados pela Expressão de YURIOKA.

De posse desses valores, podemos verificar ( 1 ) a boa previsão obtida pelas equações propostas por YURIOKA e ( 2 ) a variação do teor de Carbono na composição química do aço é mais importante do que a variação do  $\Delta t_{800/500}$ , isto é, para uma variação entre 0.07 a 0.15 % C tem-se um aumento de dureza de 350 para 380 Hv 10 ( 30 Hv ) enquanto que para uma variação de 30 para 60 s. no tempo de resfriamento, tem-se uma variação na dureza de 350 para 345 Hv 10 ( 5 Hv ). Assim sendo, é necessário atentar para a utilização de um aço com menores teores de C.

## V - CONCLUSÕES E SUGESTÕES.

A análise dos resultados experimentais alcançados neste trabalho, auxiliada por uma revisão da literatura sobre a soldabilidade dos aços Cromo-Molibdênio e da utilização das técnicas de soldagem da Meia-Camada e Passe de Revenido, permite as seguintes conclusões :

- 1 ) A redução da dureza máxima na ZTA GG após o depósito das 4 camadas de solda é equivalente nas técnicas da Meia-Camada e Passe de Revenido.
- 2 ) O refino da ZTA GG dos cordões de solda da 1ª camada só é alcançado na técnica da Meia-Camada, onde os tamanhos de grão passam de ASTM 2-3 para ASTM 4-6. O refino também é comprovado no teste de impacto da junta de tampo, onde são obtidos melhores valores de tenacidade, para a junta soldada com a técnica da Meia-Camada.
- 3 ) A espessura residual dos cordões de solda da 1ª camada, para os parâmetros de soldagem empregados, poderia situar-se entre 40 a 70 % da espessura original para que houvesse o refino da ZTA GG da 1ª camada pelo depósito da 2ª camada de solda.

- 4 ) Utilizando-se a técnica do Passe de Revenido o refino da ZTA GG da 1<sup>ª</sup> camada depositada com 16 kJ/cm só seria obtido com aporte térmico excessivamente alto no 2<sup>º</sup> passe ( cerca de 40 kJ/cm ).
- 5 ) Os cordões de Passe de Revenido devem ser posicionados de forma que a ZTA GGSC destes sobreponha a ZTA GG do último cordão depositado, de forma a proporcionar uma efetiva redução na dureza da ZTA GG do passe precedente.
- 6 ) O aumento do tempo de resfriamento através de maiores aportes térmicos ou temperaturas de pré-aquecimento, não influencia significativamente a dureza máxima da ZTA GG. Por outro lado, uma pequena diminuição no teor de Carbono proporcionará uma grande variação na dureza máxima da ZTA.

Os ensaios e as conclusões deste trabalho permitem que se formule as seguintes sugestões para sua continuidade :

- 1 ) Ensaios com aportes térmicos menores para todas as camadas depositadas.

- 2 ) Estudo de diferentes aportes térmicos para os cordões de solda da 2<sup>a</sup> camada a fim de se verificar a influência destes sobre a ZTA GG da 1<sup>a</sup> camada.
- 3 ) Definição, através de termopares, das temperaturas alcançadas na ZTA e das temperaturas de  $A_1$  e  $A_3$  dinâmicos para este aço.
- 4 ) Soldagem isotérmica de um corpo de prova e levantamento de dados para comparação com o diagrama do IRSID.

## VI - REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.

- [ 1 ] - Koch, H. - Manual de la Tecnologia de la Soldadura Elétrica por Arco - Ed. Reverté 1961.
- [ 2 ] - Alberry P. J., Jones W. K. - Computer Model for Prediction of HAZ Microstructures in Multipass Weldments - Metals Technology - October 1982.
- [ 3 ] - DVS - Das Verhalten des Stähle beim Schweißen. Teil I, II - 1984.
- [ 4 ] - Telles, Pedro Silva - Materiais para Equipamentos de Processo - 2<sup>a</sup> Ed. - 1979.
- [ 5 ] - AMERICAN WELDING SOCIETY, Welding Handbook - Vol 1, 2 e 4 - 7<sup>a</sup> Ed. 1981.
- [ 6 ] - ASTM A 335 - Standard Specifications for Seamless Ferritic Alloy-Steel Pipe for High Temperature Service.
- [ 7 ] - ASTM A 387 - Standard Specifications for Pressure Vessel Plates, Alloy Steel, Chromium Molybdenium.
- [ 8 ] - Ciencia y Tecnica de La Soldadura - Ed. CONARCO - Tomo I - 1983.

- [ 9 ] - Chilque, A. R., Dadian M., Debiez S., Granjon H. -  
Uma Introdução ao Problema de Fissuração durante o  
Tratamento de Alívio de Tensões de Estruturas  
Soldadas em Aço Baixa-Liga - I Congresso  
Latino-Americano - Set. 1975.
- [ 10 ] - ASME - Boiler and Pressure Vessel, Section XI -  
Article IWB 4000, Repair Procedures.
- [ 11 ] - Grong G., - Akselsen O. M. - HAZ Toughness of  
Microalloyed Steels for Offshore - Metal  
Construction - 1986.
- [ 12 ] - Allen, D. J. - Repair Welding of Cr-Mo Steels -  
Computer Modelling of MMA Welding - Ratcliffe  
Technology Centre - 1991.
- [ 13 ] - Dolby, R. E. - HAZ Toughness of Structural and  
Pressure Vessel Steels - Improvement and Prediction  
- Welding Journal - August 1979.
- [ 14 ] - Alberry P. J. and Feldstein J. G. - Weld Repair in  
Light Water Reactor Pressure Boundaring Components  
- Welding Journal - December 1987.
- [ 15 ] - Alberry P. J. - Computer Model for Multipass Repair  
Welds in SA 508 Class 2 Alloy - Welding Journal -  
October 1989.

- [ 16 ] - Alberry P. J., Jones W. K. - Computer Model for Prediction of HAZ Microstructures in Multipass Weldments - Metals Technology - October 1982.
  
- [ 17 ] - Welding Institut - Welder Training and Qualification Procedure for Controlled Deposition Repair Welds to Chrome-Moly Steels - February 1991.
  
- [ 18 ] - Christenssen N., Olson K., Olson D. L. - Weld Bead Tempering of the Heat Affected Zone - Scand. Metallurgy - 1982.
  
- [ 19 ] - Alberry P. J. - Sensitivity Analysis of Half-Bead and Alternative GTAW Techniques - Welding Journal - 1989.
  
- [ 20 ] - Higuchi M., H. Sakamoto and S. Tanioka - A Study on Weld Repair through Half Bead Method - IHI Engineering Review - April 1980.
  
- [ 21 ] - Dutra, Jair C., Larry F. Ollé, Paul L. S. Bernard - Aquisição de Dados através de Termopares - CICTE 1990.
  
- [ 22 ] - Borchardt I. G., Gomes A. F. - Termometria Termoelétrica - Termopares - Ed. Distribuidora - 2ª Ed. 1978.



- [ 23 ] - Niño C. E. - Soldagem de Termopares em Chapas Mediante Descarga Capacitiva - Relatório de Pesquisa UFSC - Abril 1989.
  
- [ 24 ] - Watanabe T. and K. Sato - IIW Document IX - 1167-80
  
- [ 25 ] - Christensen N., V. de L. Davies and K. Gjermundsen - Distribution of Temperatures in Arc Welding - British Welding Journal - 1965.
  
- [ 26 ] - Adams C. M. Jr. - Cooling Rates and Peak Temperatures in Fusion Welding - Welding Journal - May 1958.
  
- [ 27 ] - IRSID - Hardness Cooling - Parametr Curves and Welding Conditions - IRSID, CPS Ed. 1977.
  
- [ 28 ] - ASTM - Standard Test Method for Veckers Hardness of Metallic Materials - ASTM E 92 - 1977.
  
- [ 29 ] - Doc. IIS/IIW - 893-86 - Hardness Testing in the Heat Affected Zone of Steel Welds.
  
- [ 30 ] - Niño C. E. - Previsão de Dureza Máxima na Zona Afetada pelo Calor em Soldagem - Dissertação de Mestrado - UFSC - 1989.
  
- [ 31 ] - ISO / TC 44 - Positions of Vickers Hardness Indentation on Steel Fusion Welded Joints.

- [ 32 ] - Yurioka N., Okumura M., Kasuya T. and Cotton H. - Prediction of HAZ Hardness of Transformable Steels - Metal Construction - April 1987.
- [ 33 ] - Max-Planck - Institut Atlas zur Wärmebehandlung der Stähle - Band 3 1973.
- [ 34 ] - ISO / DIS 9016 - Notched Bar Impact Test on Butt Welded Joints - Specimen and Notch Position.
- [ 35 ] - Chandel R. S. and S. R. Bala - Cooling Time and Features of Submerged ASrc Weld Bead - Welding Journal - July 1985.
- [ 36 ] - Doumanidis C. C. and Hardt D. E. - Simultaneous In-Process Control of Heat-Affected Zone and Cooling Rate During Arc Welding - Welding Journal - May 1990.
- [ 37 ] - Kou S. and Le Y. - Welding Parameters and the Grain Structure of Weld Metal - A Thermodynamic Consideration - Metallurgical Transactions - 1988.
- [ 38 ] - D'Anessa T. - Sources and Effects of Growth Rate Fluctuations During Weld Metal Solidification - Welding Journal - February 1970.
- [ 39 ] - Veron P - Reparaciones Soldadas fuera deCodigo - Rev. Soldadura 1980.

- [ 40 ] - Alberry P. J., Brunnstrom R. L., Jones K. E -  
Computer Model for Predicting HAZ Structures in  
Mechanized TIG Weld Deposits - Metal Technology -  
1983.
- [ 41 ] - Shultz B. L. and Jackson C. E. - Influence of Weld  
Bead Area on Weld Metal Mechanical Properties -  
Welding Journal - January 1973.
- [ 42 ] - Savage W. F. and Aiclun D. K. - Optimizing Repair  
Welding Techniques in Cast Steels - Part I -  
Welding Journal - November 1984.
- [ 43 ] - Nippes E. F. and Nielson E. C - Prediction Weld  
Heat Affected Zone Microstructure from Continous  
Cooling Transformation Date - Welding Journal -  
July 1958.
- [ 44 ] - Zuniga, A. T. - Contribuicion al Estudio del  
Endurecimiento de las Uniones Soldadas entre Aceros  
5 % Cr - 0.5 % Mo para Hornos de Recalientamiento  
de Crudo - Anais do I Congresso Latino-Americano -  
Setembro 1975.
- [ 45 ] - Pollis H. e Avila Pierre - Levantamento de Ciclos  
Térmicos de Soldagem em Aços e Comparação com  
Modelos Teóricos Existentes - UFSC - 1983.

- [ 46 ] - Stahl - Eisen Werkstoffblatt 088 - Bleit 1 -  
Schweißgeeignete Feinkornbaustähle.
- [ 47 ] - Niño, C. E. - Metodologia para Elaboração de Curvas  
de Dureza - Relatório de Pesquisa UFSC - Abril  
1989.
- [ 48 ] - Niño, C. E. - Previsão de Ciclo Térmico em Soldagem  
- Relatório de Pesquisa UFSC - Abril 1989.
- [ 49 ] - Petrobrás, Reparos em Soldas de Aço Liga sem TTPS -  
Contrato de Trabalho RLAS 2491/89 - Setembro 1989.

A N E X O D

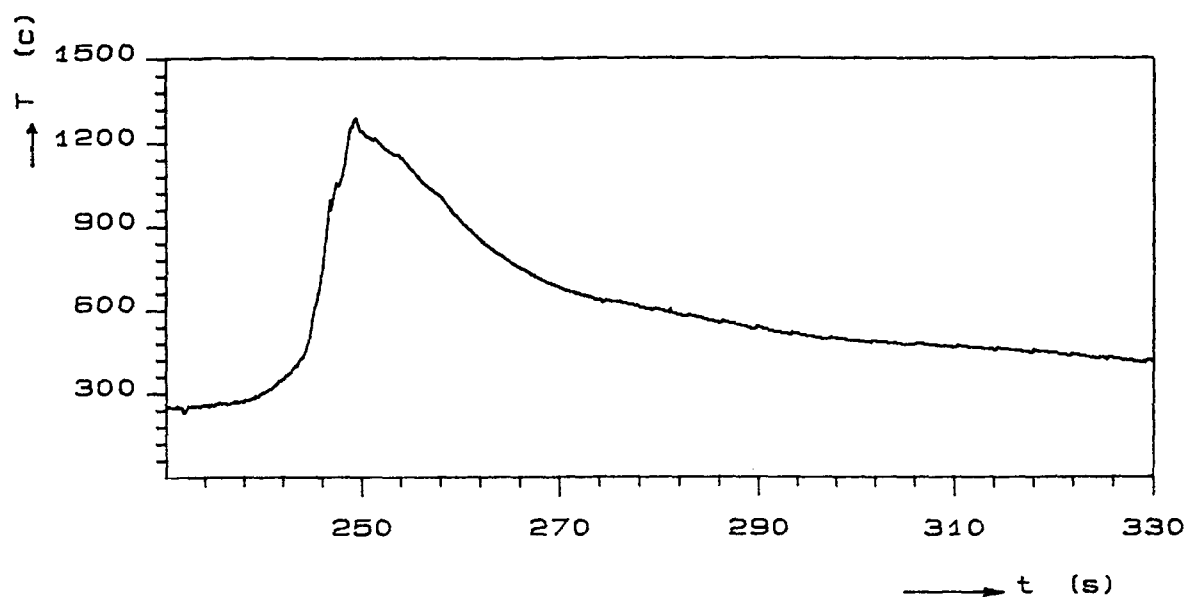


Fig. A.1 - Ciclo Térmico em Soldagem Simples Depósito

$$T_o = 250 \text{ } ^\circ\text{C.}$$

$$HI = 16 \text{ kJ/cm.}$$

$$T_{\text{pico}} = 1290^\circ \text{ } ^\circ\text{C.}$$

$$\Delta t_{8/5} = 31 \text{ s.}$$

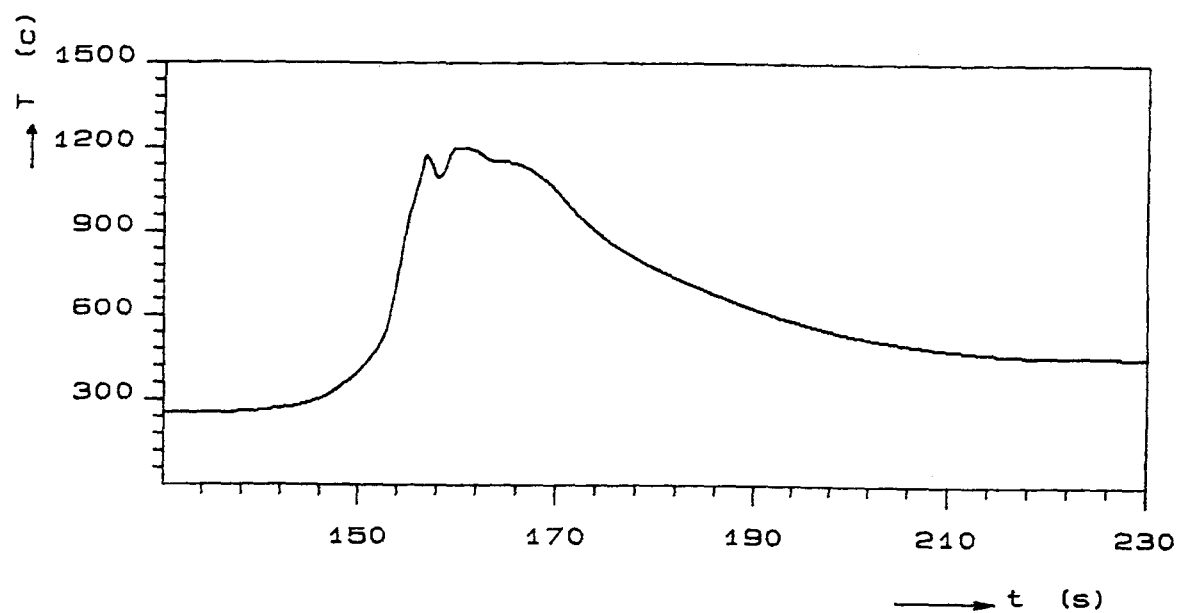


Fig. A.2 - Ciclo Térmico em Soldagem Simples Depósito

$$T_o = 250 \text{ } ^\circ\text{C.}$$

$$HI = 16 \text{ kJ/cm.}$$

$$T_{\text{pico}} = 1200^\circ \text{ } ^\circ\text{C.}$$

$$\Delta t_{8/5} = 27 \text{ s.}$$

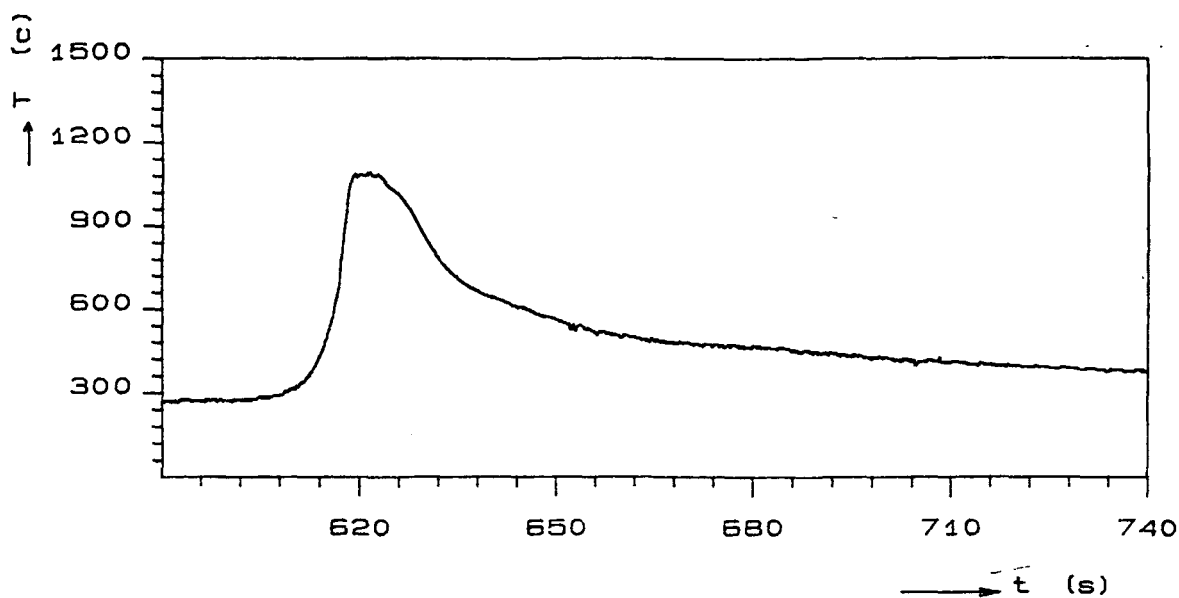


Fig. A.3 - Ciclo Térmico em Soldagem Simples Depósito

$$T_o = 260 \text{ } ^\circ\text{C.}$$

$$HI = 16 \text{ kJ/cm.}$$

$$T_{\text{pico}} = 1100^\circ \text{ } ^\circ\text{C.}$$

$$\Delta t_{8/5} = 27 \text{ s.}$$

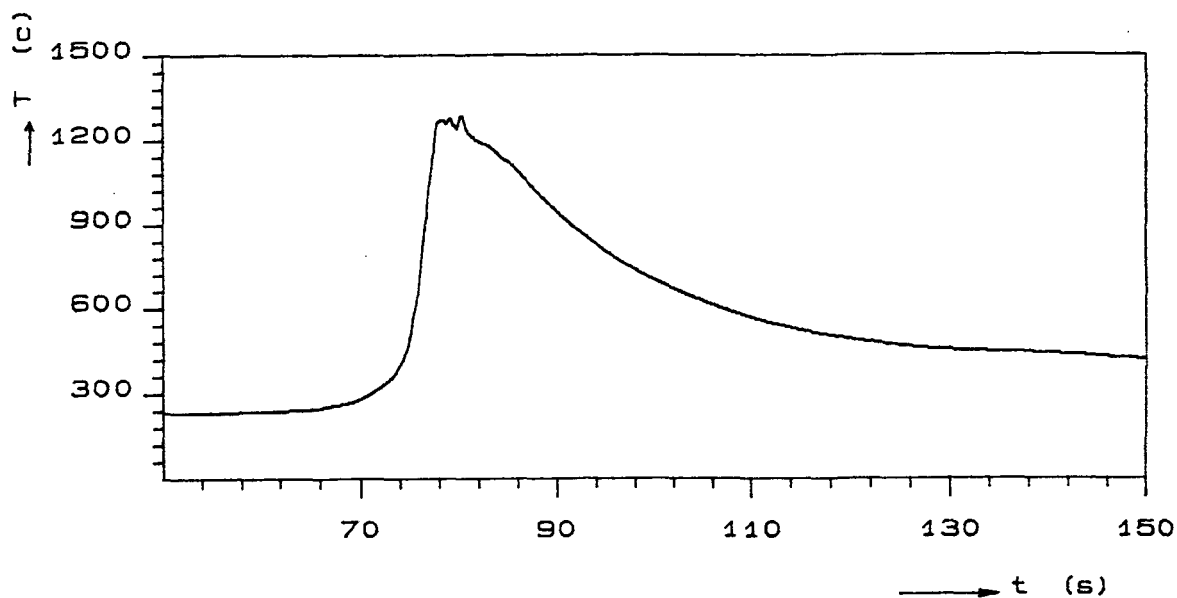


Fig. A.4 - Ciclo Térmico em Soldagem Simples Depósito

$$T_o = 230 \text{ } ^\circ\text{C.}$$

$$HI = 16 \text{ kJ/cm.}$$

$$T_{\text{pico}} = 1260^\circ \text{ } ^\circ\text{C.}$$

$$\Delta t_{8/5} = 23 \text{ s.}$$

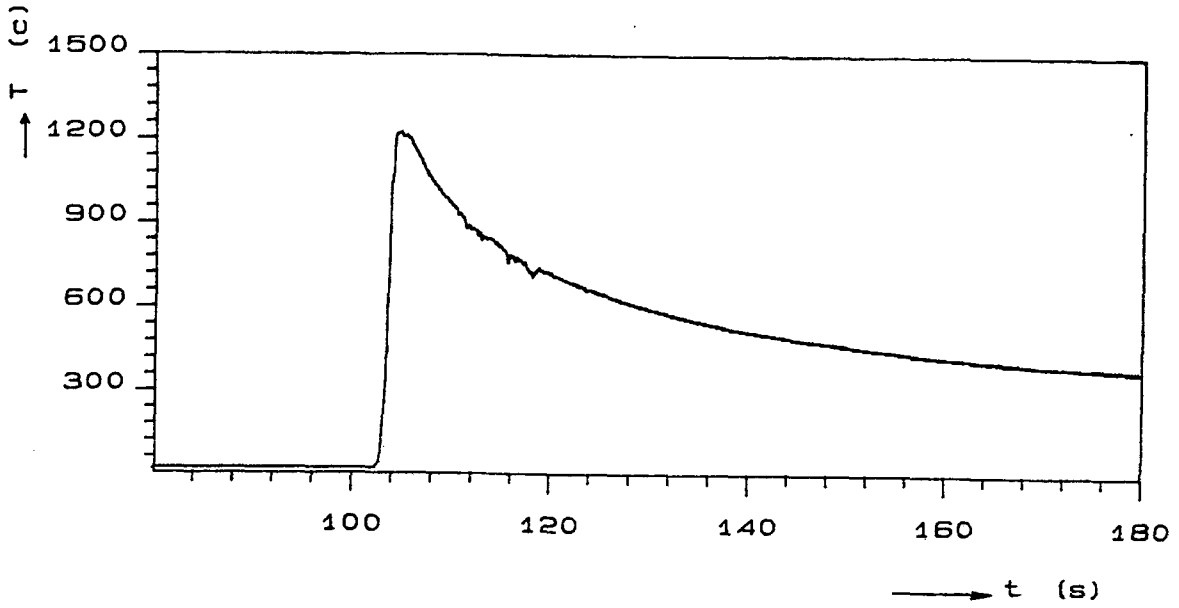


Fig. A.5 - Ciclo Térmico em Soldagem de Tôpo.

$$T_o = 250 \text{ }^{\circ}\text{C.}$$

$$HI = 16 \text{ kJ/cm.}$$

$$T_{\text{pico}} = 1210^{\circ} \text{ }^{\circ}\text{C.}$$

$$\Delta t_{8/5} = 27 \text{ s.}$$

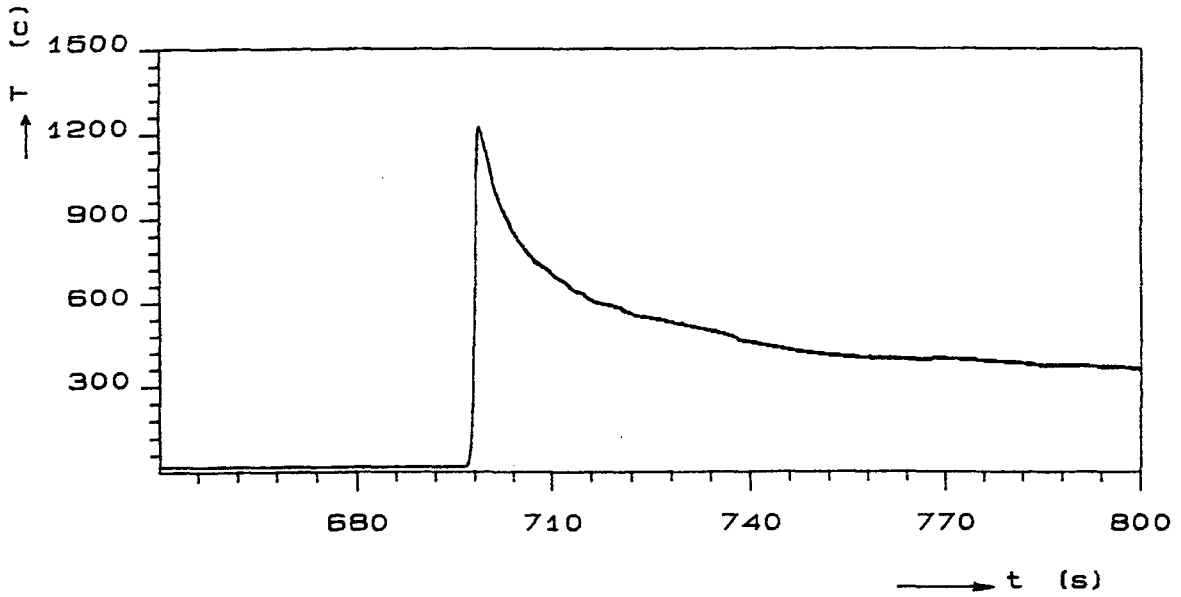


Fig. A.6 - Ciclo Térmico em Soldagem de Tôpo.

$$T_o = 250 \text{ }^{\circ}\text{C.}$$

$$HI = 16 \text{ kJ/cm.}$$

$$T_{\text{pico}} = 1210^{\circ} \text{ }^{\circ}\text{C.}$$

$$\Delta t_{8/5} = 28 \text{ s.}$$



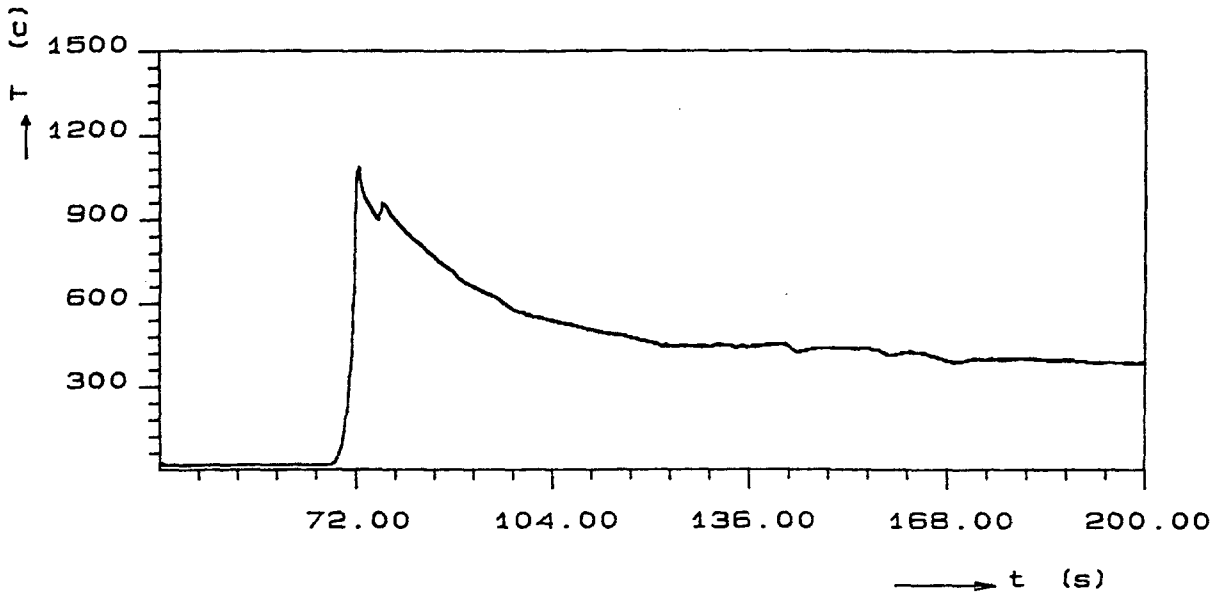


Fig. A.7 - Ciclo Térmico em Soldagem de Tôpo.

$$T_o = 250 \text{ } ^\circ\text{C.}$$

$$HI = 16 \text{ kJ/cm.}$$

$$T_{\text{pico}} = 1100 \text{ } ^\circ\text{C.}$$

$$\Delta t_{8/5} = 28 \text{ s.}$$

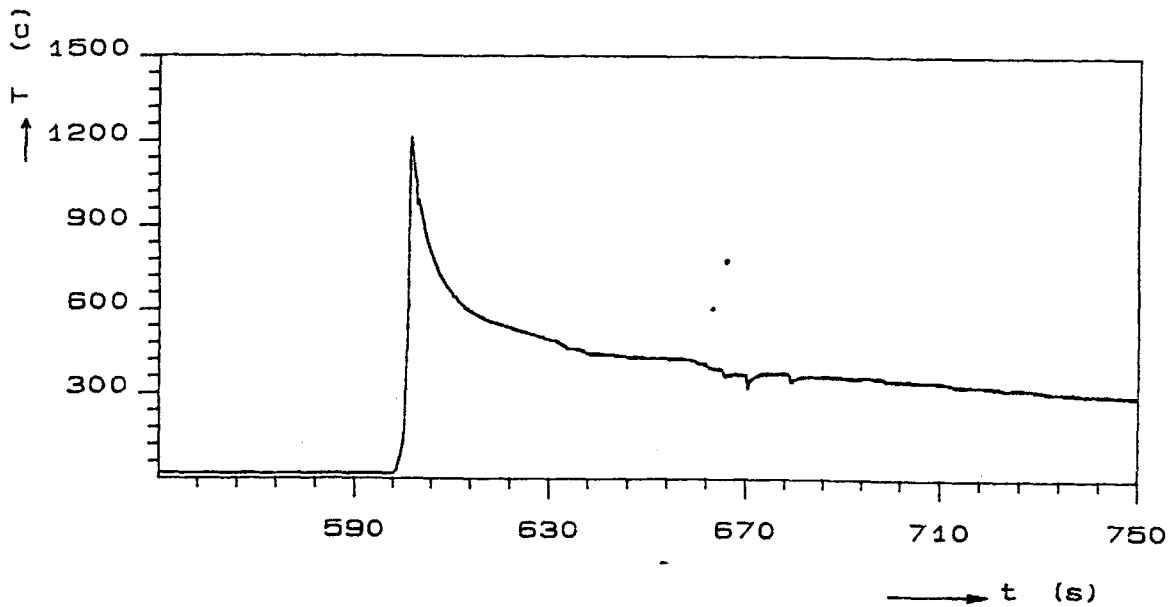


Fig. A.8 - Ciclo Térmico em Soldagem de Tôpo.

$$T_o = 250 \text{ } ^\circ\text{C.}$$

$$HI = 16 \text{ kJ/cm.}$$

$$T_{\text{pico}} = 1210 \text{ } ^\circ\text{C.}$$

$$\Delta t_{8/5} = 22 \text{ s.}$$

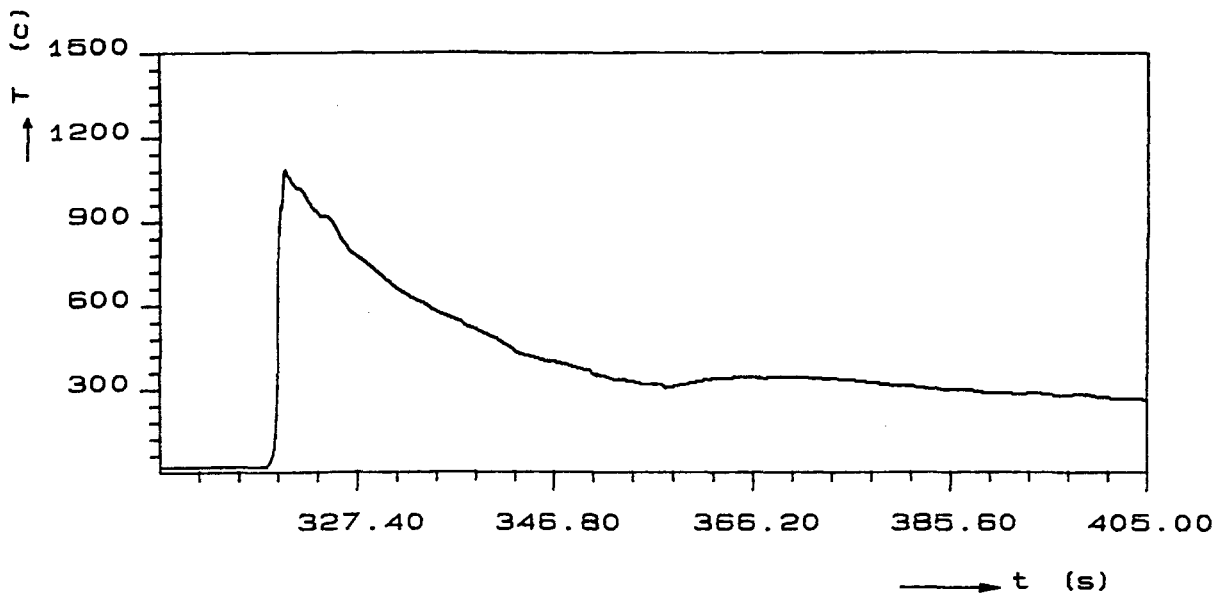


Fig. A.9 - Ciclo Térmico em Soldagem de Ângulo

$T_o = 250 \text{ }^{\circ}\text{C.}$

$HI = 16 \text{ kJ/cm.}$

$T_{\text{pico}} = 1050^{\circ} \text{ }^{\circ}\text{C.}$

$\Delta t_{8/5} = 13 \text{ s.}$

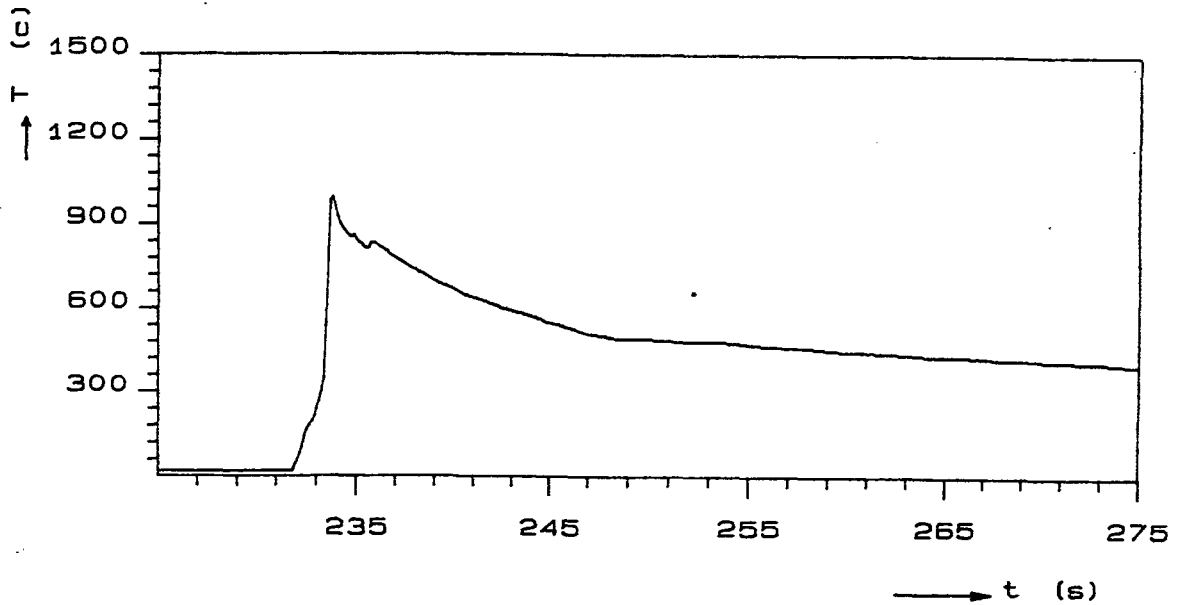


Fig. A.10 - Ciclo Térmico em Soldagem de Ângulo

$T_o = 250 \text{ }^{\circ}\text{C.}$

$HI = 16 \text{ kJ/cm.}$

$T_{\text{pico}} = 1000^{\circ} \text{ }^{\circ}\text{C.}$

$\Delta t_{8/5} = 11 \text{ s.}$

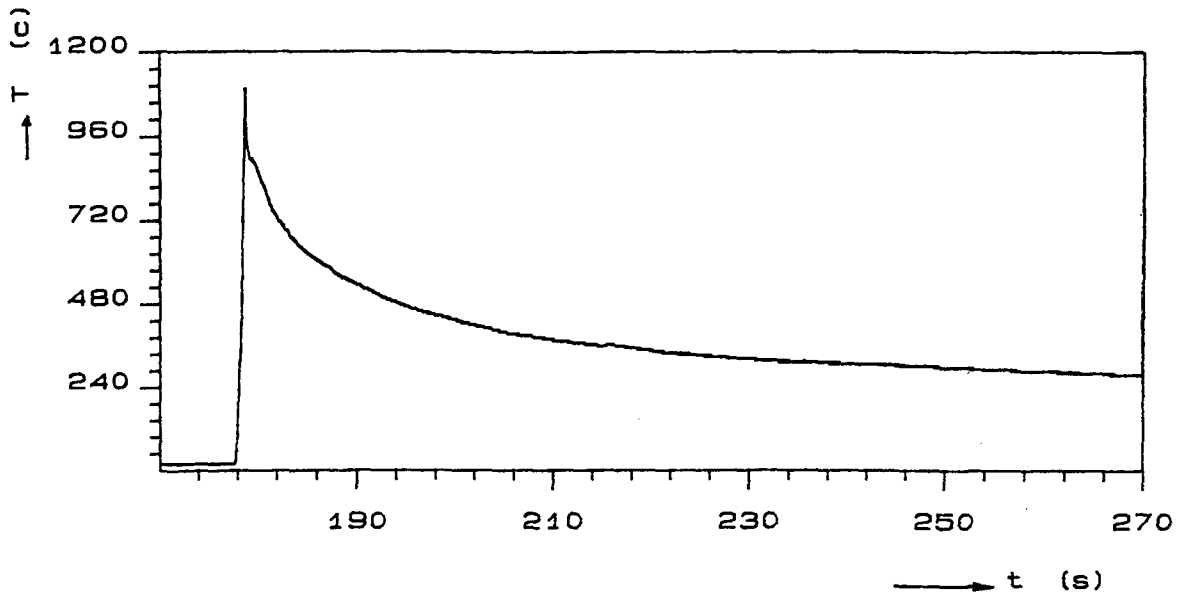


Fig. A.11 - Ciclo Térmico em Soldagem de Ângulo

$$T_o = 250^{\circ}\text{C.}$$

$$HI = 16 \text{ kJ/cm.}$$

$$T_{\text{pico}} = 1050^{\circ}\text{C.}$$

$$\Delta t_{8/5} = 12 \text{ s.}$$

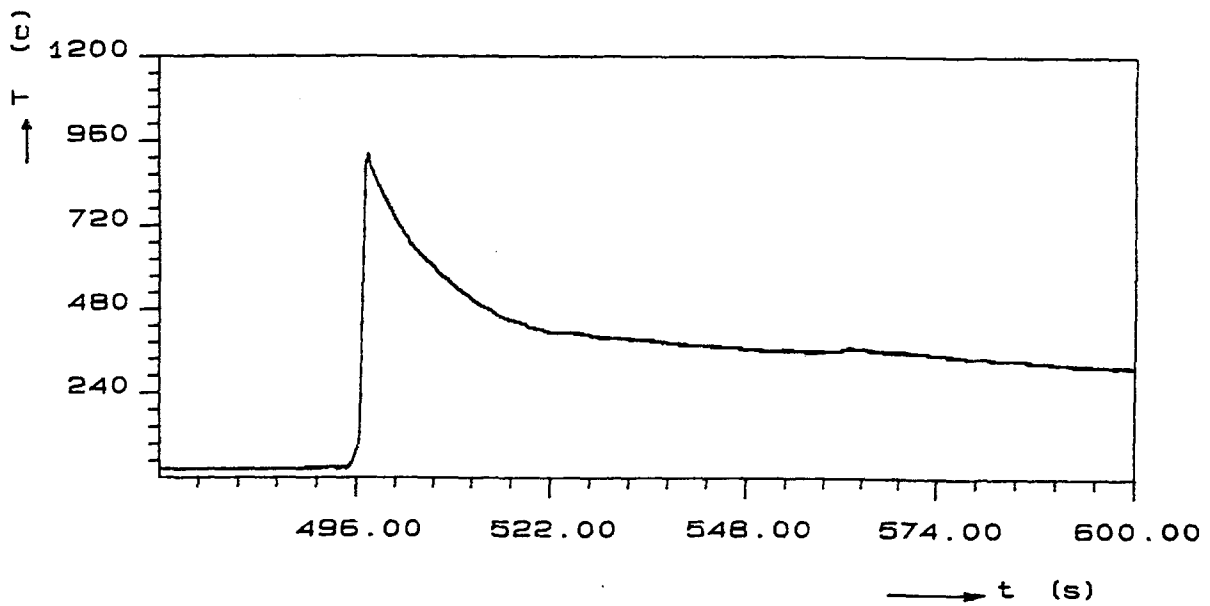


Fig. A.12 - Ciclo Térmico em Soldagem de Ângulo

$$T_o = 250^{\circ}\text{C.}$$

$$HI = 16 \text{ kJ/cm.}$$

$$T_{\text{pico}} = 960^{\circ}\text{C.}$$

$$\Delta t_{8/5} = 12 \text{ s.}$$